



Titre: Analyse des déformations résiduelles dans des pièces composites
Title: fortement courbées fabriquées par RTM

Auteur: Laura Mouret
Author:

Date: 2012

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Mouret, L. (2012). Analyse des déformations résiduelles dans des pièces
Citation: composites fortement courbées fabriquées par RTM [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/824/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/824/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: François Trochu, & Eduardo-Antonio-Julian Ruiz
Advisors:

Programme: Génie mécanique
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ANALYSE DES DÉFORMATIONS RÉSIDUELLES DANS DES PIÈCES
COMPOSITES FORTEMENT COURBÉES FABRIQUÉES PAR RTM

LAURA MOURET

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)

AVRIL 2012

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ANALYSE DES DÉFORMATIONS RÉSIDUELLES DANS DES PIÈCES
COMPOSITES FORTEMENT COURBÉES FABRIQUÉES PAR RTM

présenté par : MOURET Laura

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès Sciences Appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. ACHICHE Sofiane, Ph.D., président

M. TROCHU François, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. RUIZ Eduardo, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. MAYER René, Ph.D., membre

Carpe Diem.

REMERCIEMENTS

Il semble approprié de commencer ce rapport en remerciant tous ceux qui m'ont tant appris durant cette maîtrise et tous ceux qui ont fait de ces deux années une période particulièrement enrichissante à tous les niveaux.

Je remercie en premier lieu l'École des Mines de Douai pour m'avoir donné l'opportunité d'effectuer un double-diplôme à l'étranger et d'ainsi compléter un parcours déjà bien commencé.

Cette étude a été réalisée au sein de la Chaire de Recherche sur les Composites à Haute Performance (CCHP) de l'École Polytechnique de Montréal. Je tiens donc à exprimer ma reconnaissance à mon directeur de recherche, le Professeur François TROCHU, ainsi qu'à mon co-directeur, le Professeur Eduardo RUIZ, pour m'avoir donné l'opportunité d'évoluer dans un environnement de recherche avancée. Je les remercie également pour la confiance qu'ils m'ont accordée, le suivi de mon travail et l'aide qu'ils m'ont tous deux apportée pour mener à bien ce projet.

Je tiens également à remercier toute l'équipe du CCHP pour m'avoir intégrée avec convivialité et compétence. Je remercie notamment Christian-Charles MARTEL pour son précieux soutien technique. Un grand merci également à Philippe CAUSSE pour sa disponibilité, ses judicieux conseils et pour m'avoir si souvent aidée à y voir plus clair. Je remercie enfin tout particulièrement mes collègues devenus amis pour tous les bons moments que nous avons partagés : Amir, Audrey, Farida, Joffrey, Julian et Nicolas.

Mes remerciements vont également au Conseil de Recherches en Sciences Naturelles et en Génie du Canada (CRSNG) et au groupe Safran pour leur soutien financier.

RÉSUMÉ

Les matériaux composites à matrice polymère thermodurcissable sont de nos jours largement utilisés dans l'industrie aéronautique pour leurs excellentes propriétés mécaniques et leur faible poids. L'introduction de tels matériaux a rendu possible la fabrication de structures de grande taille aux géométries plus ou moins complexes, réduisant ainsi les coûts d'assemblage. Ils remplacent désormais les métaux et alliages dans de nombreuses applications, notamment en ce qui concerne la conception de pièces structurales à haute performance.

L'utilisation des composites en remplacement à certains matériaux dépend de la capacité à produire des pièces de qualité et de dimension constante. Cependant, la mise en œuvre des matériaux composites est plus complexe que celle des métaux et conduit inévitablement à la formation de contraintes résiduelles à l'intérieur des pièces. Dans certains cas, ces contraintes peuvent se manifester par une déformation de la pièce après démoulage, conduisant à de nombreux problèmes à l'assemblage. L'instabilité dimensionnelle constitue donc actuellement l'un des défis majeurs dans l'aéronautique, où des tolérances particulièrement serrées sont requises.

Le présent travail se concentre sur le phénomène de retour d'angle qui se développe durant la fabrication de pièces courbes. Les mécanismes affectant ce phénomène sont encore peu compris et les méthodes pour le quantifier restent peu développées. Le niveau des contraintes et des déformations dépend en partie des conditions de mise en œuvre et donc du procédé utilisé. Ce projet vise en particulier à étudier la déformation de pièces courbes réalisées par RTM. Le procédé RTM représente en effet une alternative moins coûteuse que l'autoclave pour fabriquer des pièces composites à haute performance et de géométrie complexe. De ce fait, ce procédé présente un intérêt croissant pour l'industrie aéronautique et est destiné à se développer davantage dans les années à venir.

Dans un premier temps, une procédure expérimentale est mise au point pour la fabrication par RTM de pièces composites en forme de marche d'escalier. La géométrie fortement courbées des pièces permet d'appréhender les limites du procédé RTM. Les difficultés rencontrées sont mises en évidence et des solutions sont proposées afin d'y remédier. Deux couples résine-renfort sont utilisés pour différentes températures de mise en œuvre et pressions d'injection. Les pièces finales obtenues présentent une qualité satisfaisante, malgré la formation de zones d'accumulation de résine dans les angles. Faute de pouvoir éliminer ce défaut de fabrication, son influence sur la déformation des pièces est étudiée.

Par ailleurs, afin de pallier au manque de méthodes expérimentales de mesure des angles, un nouvel outil est proposé. Cette technique, qui consiste en un traitement d'image après numérisation des angles des pièces, est simple et utilise peu de moyens. Grâce à l'application de cet outil sur les pièces fabriquées, les déformations résiduelles occasionnées par leur mise en œuvre sont mises en évidence. Chacun des deux angles des pièces est étudié. Des différences notables sont observées, ce qui permet de faire ressortir l'impact de la mise en œuvre et des défauts de fabrications sur les déformations angulaires. Aussi, l'influence de la température de cuisson sur l'amplitude du retour d'angle est démontrée.

Enfin, une approche expérimentale est également proposée afin d'isoler la contribution thermo-élastique du retour d'angle et d'en déduire celle reliée au retrait chimique de la résine. Cette méthode est toujours en développement, mais les résultats préliminaires obtenus apportent déjà une meilleure compréhension des variables et des mécanismes qui affectent ce phénomène.

ABSTRACT

Thermoset composite materials are nowadays widely used in the aeronautic industry for their excellent mechanical properties and low weight. The introduction of such materials enabled the manufacturing of wide structures with more or less complex geometries, thus reducing the assembly costs. From now on, they replace metallic materials in numerous applications such as high performance structural parts.

The use of composite's materials to replace more traditional materials depends upon the ability to fabricate parts of quality and constant dimensions. Yet, the manufacturing of composite materials is more complex than the one of metals and leads inevitably to the formation of residual stresses within the parts. In some cases, these stresses translate into distortions after demolding, leading to assembly issues. Thus, the change in dimensions represents one of the major challenges in the aeronautic field, where tight tolerances are needed.

The present work focuses on the spring-in phenomenon which develops during the fabrication of curved parts. There is still a poor understanding of the mechanisms affecting this phenomenon and very few methods have been developed to quantify it. The amount of strains and stresses within the part partly depends on the manufacturing conditions and the process used. This project aims at studying the deformation of curved parts manufactured by RTM. The RTM process represents a cheaper alternative than the autoclave in order to manufacture high performance composite parts with a complex geometry. Hence, this process presents a growing interest for the aircraft industry and is intended to develop more in the years ahead.

First, an experimental procedure is developed to manufacture stair-shaped parts of quality with the RTM process. The highly curved geometry of the parts allows comprehending the limits of the process. The issues and difficulties encountered with such a process are described and solutions are suggested. Two resin-reinforcement couples are studied for different curing

temperatures and injection pressures. The final parts present a fairly good quality, despite the formation of resin rich zones on the outside of the corners. For lack of being able to eliminate this manufacturing defect, its influence on the distortions is studied.

Besides, a new simple tool, requiring minimum means, is proposed to measure the angle. This approach consists of scanning the angles and then numerically analyzing the resulting image. Thanks to the application of this method to the produced parts, the residual deformations caused by the manufacturing process are brought to light. Each of the two angles of the part is studied. Significant differences are observed, which highlights the impact of the manufacturing process and defects on the angular distortions. Also, the influence of the curing temperature on the amount of the spring-in angle is demonstrated.

Finally, an experimental approach is also proposed in order to isolate the thermo-elastic contribution of the spring-in angle and deduce the one of chemical shrinkage. This method is still in development; yet, the first results already allow a better understanding of the variables and mechanisms that affect this phenomenon.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT	VII
TABLE DES MATIÈRES	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XII
LISTE DES FIGURES.....	XIII
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XVIII
LISTE DES ANNEXES.....	XIX
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Les matériaux composites	1
1.2 Fabrication des composites – le procédé RTM	2
1.3 Motivations et problématique.....	4
1.4 Objectifs de la recherche	5
1.5 Hypothèses	6
1.6 Méthodologie	7
1.7 Organisation du mémoire	8
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	9
2.1 Cuisson des résines thermodurcissables.....	9
2.2 Contraintes résiduelles	12
2.3 Sources de contraintes résiduelles et de déformations	14
2.3.1 Contraintes thermiques.....	15
2.3.2 Retrait chimique de la résine	16
2.3.3 Interaction moule-pièce.....	19

2.4	Déformations résiduelles : le retour d'angle (« <i>spring-in</i> »).....	21
2.4.1	Définition	21
2.4.2	Paramètres influençant le retour d'angle.....	23
2.4.3	Prédiction analytique du retour d'angle	24
2.4.4	Méthodes de mesure du retour d'angle	25
2.5	Conclusion.....	26
CHAPITRE 3	FABRICATION PAR RTM DE PIÈCES COURBES	28
3.1	Montage expérimental.....	28
3.2	Mise en place de la procédure expérimentale	30
3.2.1	Dépôt du renfort dans le moule	30
3.2.2	Injection de la résine et remplissage du moule	34
3.3	Procédure expérimentale adoptée.....	43
3.4	Pièces en fibres de verre et résine époxy.....	46
3.4.1	Matériaux utilisés	46
3.4.2	Plan d'expérience	47
3.4.3	Présentation des pièces fabriquées	48
3.4.4	Observations majeures	52
3.5	Pièces en fibres de carbone et résine époxy	53
3.5.1	Matériaux utilisés	53
3.5.2	Plan d'expérience	54
3.5.3	Présentation des pièces fabriquées	57
3.5.4	Observations majeures	60
3.6	Conclusion.....	63
CHAPITRE 4	ANALYSE DES DÉFORMATIONS RÉSIDUELLES	64

4.1	Méthode de mesure de l'angle	64
4.1.1	Acquisition de l'image de l'angle de la pièce	64
4.1.2	Traitement informatique de l'image et mesure de l'angle	65
4.1.3	Validation de la méthode.....	68
4.1.4	Erreurs possibles	70
4.2	Résultats et analyse	72
4.2.1	Fibres de verre – DER 383	72
4.2.2	Fibres de carbone – CYCOM 890 RTM	88
4.3	Conclusion.....	102
CHAPITRE 5 DISCUSSION ET RECOMMANDATIONS		104
5.1	Discussion	104
5.2	Recommandations	107
5.2.1	Moule de fabrication	107
5.2.2	Préformage	108
5.2.3	Conditions de fabrication	108
5.2.4	Analyse des pièces	110
CONCLUSION		112
RÉFÉRENCES		114
ANNEXES		118

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3-1 : Nombre de pièces réalisées pour les différents paramètres de fabrication	47
Tableau 3-2 : Caractéristiques de la résine aux différentes températures étudiées	48
Tableau 3-3 : Pièces fabriquées à 100°C.....	49
Tableau 3-4 : Pièces fabriquées à 130°C.....	50
Tableau 3-5 : Pièce fabriquée à 150°C.....	51
Tableau 3-6 : Nombre de pièces réalisées pour les différents paramètres de fabrication	55
Tableau 3-7 : Caractéristiques principales des pièces	58
Tableau 4-1 : Propriétés de la DER 383 et du renfort en fibres de verre Saeruni (d'après [54])...	82

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1: Étapes du procédé RTM.	3
Figure 1-2 : Illustration du gradient de cuisson (où α représente le degré de polymérisation).	6
Figure 1-3 : Illustration de la déformation des angles attendue.	6
Figure 2-1 : Développement du module élastique de la résine durant la cuisson [2].	10
Figure 2-2 : Schéma du changement volumique d'une résine époxy durant la cuisson (adapté de [3]).	11
Figure 2-3 : Relations entre source de contrainte, échelle de contrainte et impact sur la pièce (adapté de [8]) – L'épaisseur des flèches indique l'importance la relation.	14
Figure 2-4 : Mécanisme de l'interaction moule-pièce (adapté de [37]).	20
Figure 2-5 : Déformations dues aux contraintes résiduelles induites par le procédé.	21
Figure 2-6 : Illustration du phénomène de retour d'angle.	22
Figure 2-7 : Pièce courbée à angle droit et retour d'angle [47].	24
Figure 3-1 : Dessin du moule de fabrication.	28
Figure 3-2 : Photographies du moule : a) vue d'ensemble du moule dans la presse ; b) vue rapprochée du moule.	29
Figure 3-3 : Moule de préformage.	31
Figure 3-4 : Préformage dans moule RTM : (a) pulvérisation du liant sur les plis ; (b) dépôt des plis avec liant dans le moule.	32
Figure 3-5 : Dépôt du renfort dans le moule : a) fibres de verre ; b) fibres de carbone.	33
Figure 3-6 : Dépassement des plis hors de la cavité.	34
Figure 3-7 : Renfort en fibres de verres : a) structure simple échelle : mat aléatoire ; b) structure double échelle : renfort tissé.	35
Figure 3-8 : Mécanisme d'imprégnation des fibres : (a) vitesse d'écoulement élevée, forces visqueuses dominantes ; (b) vitesse d'écoulement faible, forces capillaires dominantes.	36
Figure 3-9 : Phénomène d'effet de bord : a) avant injection ; b) après injection.	38

Figure 3-10 : Exemple de zones sèches dues aux effets de bord.	38
Figure 3-11 : Pièce mal imprégnée suite à un vide incomplet.	39
Figure 3-12 : Présence de bulles d'air dans la pièce.	40
Figure 3-13 : Formation de l'accumulation de résine.	42
Figure 3-14 : Flash autour de la pièce (indiqué par les flèches).	42
Figure 3-15 : Pièce en partie démoulée lors de l'ouverture du moule.	44
Figure 3-16 : Installation nécessaire pour une injection à pression constante.	45
Figure 3-17 : Architecture du renfort en fibres de verre Saeruni : a) vue du dessus ; b) vue du dessous.	46
Figure 3-18 : Accumulation de résine à l'extérieur des angles de la pièce.	53
Figure 3-19 : Architecture du renfort en fibres de carbone Sigmatex : a) vue du dessus ; b) vue du dessous.	54
Figure 3-20 : Emplacement des thermocouples dans le moule.	56
Figure 3-21 : Évolution de la température dans la cavité du moule durant l'injection.	56
Figure 3-22 : Évolution de la température durant les phases de cuisson et de refroidissement.	57
Figure 3-23 : Illustration d'une pièce carbone - époxy injectée à 35 psi et cuite à 200°C.	59
Figure 3-24: Gauchissement d'une partie plane.	60
Figure 3-25 : Courbure extérieure des angles : (a) angle supérieur : zone riche en résine visible ; (b) angle inférieur : aucune zone d'accumulation de résine visible de l'extérieur.	61
Figure 3-26 : Rayon de courbure pris par les plis de carbone : (a) angle supérieur (rayon pli du dessus > rayon contre-moule) ; (b) angle inférieur (rayon plis du dessous \approx rayon moule inférieur).	62
Figure 3-27 : Vue d'une coupe longitudinale d'une pièce en fibres de carbone : a) angle supérieur; b) angle inférieur.	63
Figure 4-1 : Transformation de l'image couleur (a) en image noir et blanc (b).	65
Figure 4-2 : Tracé des bords de la pièce.	66

Figure 4-3 : Zones d'isolement extérieures (a) et intérieures (b).	66
Figure 4-4 : Résultat de la mesure des angles suite au traitement de l'image.	67
Figure 4-5 : Illustration des parties d'angle à considérer pour les angles formés par le moule inférieur.	68
Figure 4-6 : Résultats de mesure de l'angle pour une équerre.	69
Figure 4-7 : Fils de couture qui dépassent de l'arrête.	70
Figure 4-8 : Numérisation (a) selon la largeur de la vitre : aucune ombre visible ; (b) selon la longueur de la vitre : ombre sur l'intérieur des deux angles (indiquées par les flèches).	71
Figure 4-9 Convention d'appellation pour toutes les pièces.	72
Figure 4-10 : Retour d'angle moyen sur le côté gauche des pièces en fonction de la température de cuisson et de la pression d'injection (fibres de verre et DER 383).	73
Figure 4-11 : Retour d'angle moyen sur le côté droit des pièces en fonction de la température de cuisson et de la pression d'injection (fibres de verre et DER 383).	73
Figure 4-12 : Évolution du retour d'angle avec la température pour les pièces injectés à 45 psi.	75
Figure 4-13 : Degré de cuisson le long de la pièce à la fin du remplissage, pour une température de cuisson de 150°C.	77
Figure 4-14 : Zone riche en résine sur l'angle inférieur droit des pièces fabriquées à 130°C, 45 psi : (a) taille zone riche ≈ 0.56 mm, $\Delta\theta = 0.97^\circ$; (b) taille zone riche ≈ 1.2 mm, $\Delta\theta = 0.56^\circ$.	78
Figure 4-15 : Zone riche en résine sur une pièce fabriquée à 130°C, 45 psi : (a) angle supérieur droit (taille zone riche ≈ 1.6 mm, $\Delta\theta = 0.32^\circ$) ; (b) angle inférieur droit (taille zone riche ≈ 0.92 mm, $\Delta\theta = 0.73^\circ$).	79
Figure 4-16 : Évolution du retour d'angle mesuré avec la taille des zones riches observées (uniquement pour une température de cuisson de 130°C).	80
Figure 4-17 : Comparaison entre l'expérience et la prédiction du retour d'angle thermo-élastique.	83

Figure 4-18 : Modèle éléments finis incluant une zone riche de 0.8 mm sur l'extérieur de la courbure (représentée par la couleur plus sombre).	84
Figure 4-19 Prédiction de la distribution de contrainte longitudinale durant un refroidissement uniforme ($\Delta T = -100^{\circ}\text{C}$) : (a) empilement parfait ; (b) zone riche en résine externe de 1 mm (rayon fibres = 7.4 mm).....	85
Figure 4-20 : Effet de la zone riche sur le retour d'angle d'origine thermique (simulation numérique).	86
Figure 4-21 : Comparaison entre la simulation et l'expérience de l'évolution du retour d'angle avec la taille de la zone riche.	87
Figure 4-22 : Retour d'angle moyen sur le côté gauche des pièces, en fonction de la température de cuisson et de la pression d'injection (fibres de carbone + CYCOM 890RTM).	88
Figure 4-23 : Retour d'angle moyen sur le côté droit des pièces, en fonction de la température de cuisson et de la pression d'injection (fibre de carbone + CYCOM 890 RTM).	89
Figure 4-24 : Différence moyenne entre le retour d'angle des pièces injectées à 15 psi et celles injectées à 35 psi pour les angles supérieur et inférieur (moyenne gauche-droite effectuée).	90
Figure 4-25 : Évolution du retour d'angle avec la température pour les pièces injectée à 35 psi.	91
Figure 4-26 : Angles de gauche d'une pièce réalisée à 200°C , 35 psi : (a) angle supérieur (zone riche externe, $\Delta\theta = 0.89^{\circ}$) ; (b) angle inférieur (pas de zone riche, $\Delta\theta = 1.9^{\circ}$).	93
Figure 4-27 : Angle inférieur des quatre pièces cuites à 200°C	94
Figure 4-28 : Angle inférieur d'une pièce : (a) bord gauche, très petite zone riche externe ; (b) bord droit, grande zone riche externe ; (c) vue globale de l'angle (zone riche en résine identifiée par le rectangle blanc).	95
Figure 4-29 : Montage expérimental utilisé pour la mesure de l'évolution de la distorsion avec la température.	98
Figure 4-30 : Échantillon avec marqueurs pour l'analyse de la déformation angulaire.	98

Figure 4-31 : Évolution de la déformation de l'angle par rapport à l'angle initial lors du chauffage d'une pièce mise en œuvre à 200°C, 35 psi.	99
Figure 4-32 : Retour d'angle total et retour d'angle d'origine thermo-élastique.	100
Figure 4-33 : Contribution non thermo-élastique du retour d'angle total.	101
Figure 5-1 : Machine d'injection à débit constant.....	109

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

α	degré de polymérisation
CTE	coefficient d'expansion thermique (« <i>Coefficient of Thermal Expansion</i> »)
$\Delta\theta$	retour d'angle
DSC	calorimétrie différentielles à balayage (« <i>Differential Scanning Calorimetry</i> »)
ρ_s	masse surfacique
ρ_v	masse volumique
RTM	moulage par transfert de résine (« <i>Resin Transfer Molding</i> »)
T_g	température de transition vitreuse (« <i>Glass transition Temperature</i> »)
V_f	taux volumique de fibres

LISTE DES ANNEXES

Annexe 1 : Dimensions du moule de fabrication

Annexe 2 : Modification au moule de fabrication

Annexe 3 : Description du montage expérimental

Annexe 4 : Procédure expérimentale - Fibres de verre + DER 383

Annexe 5 : Procédure expérimentale - Fibres de carbone + CYOM 890RTM

Annexe 6 : Procédure pour la mesure des angles

Annexe 7 : Résultats de la mesure des angles

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

L'utilisation des matériaux composites dans l'industrie est en plein essor et concurrence désormais les métaux dans de nombreux domaines. En effet, leurs avantages en matière de propriétés spécifiques en font des matériaux de choix, notamment dans les secteurs exigeant à la fois des matériaux légers et de haute performance, comme ceux de l'aéronautique et de l'aérospatial.

1.1 Les matériaux composites

Les matériaux composites sont constitués de deux phases non miscibles entre elles : le renfort, généralement présent sous forme de fibres, et la matrice, ici sous forme de résine polymérique. Le renfort permet de supporter la charge mécanique appliquée à la pièce. De son côté, la matrice permet de maintenir le renfort en place et de transférer les charges mécaniques entre les fibres. La combinaison de ces deux phases permet ainsi de maximiser les propriétés spécifiques du matériau.

Les renforts fibreux les plus communément utilisées sont à base de Kevlar, de verre ou de carbone. Les matrices polymériques peuvent être thermoplastiques ou thermodurcissables. Les matrices thermoplastiques gardent leur forme à température ambiante, mais peuvent se déformer une fois chauffées et reprendre leur forme en refroidissant. Un tel comportement peut être assimilé à celui du beurre par exemple. Les matrices thermodurcissables sont quant à elle souvent comparées à l'œuf : une fois mises en œuvre, elles ne peuvent plus être retravaillées, la température ayant alors pour seul effet de les détériorer. En raison des différences de microstructure, ces deux types de résines ne sont pas utilisés pour les mêmes genres d'application. Par exemple, les thermoplastiques peuvent être fondus et réutilisés, ce qui les rend recyclables. De plus, si la pièce composite présente des défauts, le matériau peut-être réchauffé pour être réparé. Cependant, la viscosité des résines thermoplastiques reste très élevée comparée

à celle des polymères thermodurcissables, ce qui les rend peu propices aux procédés de mise en œuvre par injection. De plus, les résines thermodurcissables commerciales présentent de meilleures performances mécaniques que les résines thermoplastiques. Pour cette raison, Les résines thermodurcissables (polyester, vinylester et époxy) sont surtout employées dans le domaine aéronautique.

1.2 Fabrication des composites – le procédé RTM

Il existe une multitude de procédés de mise en œuvre des composites. Le choix d'un procédé se fait selon plusieurs critères comme le coût, la complexité et la taille des pièces, les propriétés requises, etc. Pendant longtemps, le moulage en autoclave de renforts pré-imprégnés (« *prepregs* ») a été le procédé de prédilection de nombreux industriels. Il permet de fabriquer des pièces composites aux propriétés mécaniques élevées avec une grande fraction volumique de fibres (jusqu'à 70%) et un faible taux de vide. Néanmoins, le coût des matériaux et de l'équipement pour l'autoclave reste élevé. Avec le temps, l'industrie du composite a cherché à réduire les coûts et les délais tout en maintenant la qualité des produits. C'est dans cette optique que les procédés hors autoclave ont commencé à faire leur apparition. Ces procédés permettent de fabriquer des pièces au moins aussi complexes qu'en autoclave, mais avec un taux de production plus élevé et des coûts plus faibles. Parmi ces procédés, un des plus prometteurs, notamment dans les milieux de l'automobile et de l'aéronautique, est le moulage par transfert de résine ou RTM (« *Resin Transfer Molding* »).

En raison des coûts attractifs (équipement et outillage relativement peu dispendieux), des temps de cycles courts et de sa grande flexibilité de conception, le procédé RTM attire de plus en plus l'attention des industriels et des chercheurs. Avec la mise en œuvre par autoclave, le RTM est devenu une méthode intéressante pour fabriquer de pièces composites structurales plus légères que les pièces métalliques correspondantes.

Le procédé RTM consiste à injecter une résine thermodurcissable liquide sur des renforts fibreux secs placés dans un moule fermé. Le procédé peut être divisé en plusieurs étapes, tel qu'illustré à

la Figure 1-1. La première étape consiste à mettre en forme le renfort sec (étape dite du préformage) et à le placer dans la cavité du moule préalablement préparée. Le moule est ensuite fermé hermétiquement, entraînant la compaction de la préforme, puis chauffé à la température de cuisson. Une fois la température atteinte, la résine est injectée dans la cavité où elle s'écoule à travers la préforme, expulse l'air de la cavité et imprègne le renfort. Lorsque la résine commence à s'écouler par l'évent, l'injection est arrêtée. La cuisson débute alors et peut durer de quelques minutes à plusieurs heures. Une fois la cuisson terminée, la pièce est démoulée.

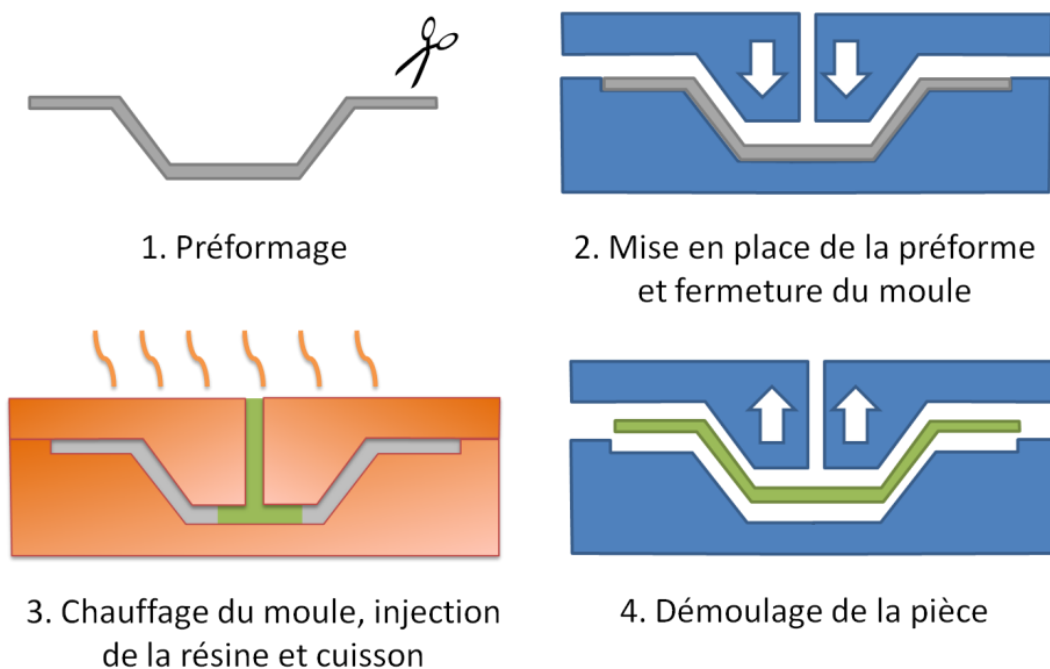


Figure 1-1: Étapes du procédé RTM.

L'avantage du procédé RTM est qu'il permet de fabriquer des pièces avec une certaine reproductibilité du fait du moule entièrement rigide. Cependant, de nombreux phénomènes physiques et mécaniques se produisent pendant la fabrication par RTM : écoulement à travers un milieu poreux, variation de la viscosité de la résine au cours de l'injection, transferts de chaleur, polymérisation de la résine, etc. Tous ces phénomènes ont une influence sur les propriétés finales de la pièce composite et certains peuvent affecter la qualité de la pièce et ses dimensions. Notamment, le développement de contraintes résiduelles durant l'étape de cuisson peut amener la

pièce à se déformer après démoulage et, selon l'amplitude de ces contraintes, induire la formation de fissures ou la délamination de la pièce.

1.3 Motivations et problématique

La fabrication de très grandes pièces, rendue possible par l'utilisation des matériaux composites, permet *a priori* de réduire les temps d'assemblage. Cependant, cela exige des tolérances très serrées, ce qui fait de la stabilité dimensionnelle un problème important pour l'industrie aérospatiale. En effet, la mise en forme des matériaux composites conduit inexorablement à la formation de contraintes internes qui non seulement peuvent fragiliser la pièce, mais surtout l'amener à se déformer après démoulage. Selon l'amplitude de la déformation, la pièce peut être soit rejetée, soit, pour des déformations plus petites, forcée à s'ajuster à la géométrie de l'assemblage, ce qui ajoute des contraintes supplémentaires dans la pièce. Jusqu'il y a une dizaine d'années, en raison d'un manque de connaissances dans le domaine, les contrôles dimensionnels reposaient sur une approche par essai-erreur. Lorsqu'une pièce présentait des déformations, la géométrie du moule était ajustée pour que la pièce, une fois déformée, soit conforme. Avec la complexité croissante des pièces, une telle approche est devenue de plus en plus coûteuse en temps et en argent. Aujourd'hui, grâce au progrès de la recherche, l'industrie se base à la fois sur l'expérience et les analyses de modélisation par éléments finis permettent de prédire la dégradation des propriétés de pièces composites complexes. Ceci permet de réduire considérablement les temps et coûts de production. Cependant, beaucoup de travail reste encore à faire sur le sujet. Notamment, si la modélisation de la mise en œuvre par autoclave a été largement étudiée ces dernières décennies, il n'en est pas de même pour les procédés hors autoclave tel que le RTM. Or comme il a été mentionné plus tôt, non seulement l'utilisation de ce procédé est en plein essor, mais des phénomènes différents de l'autoclave interviennent, comme l'écoulement de la résine, des gradients dans le degré de cuisson, etc. L'évolution de ces propriétés affecte les contraintes et déformations résiduelles.

Il est donc nécessaire d'avoir une compréhension d'ensemble des différents mécanismes liés à la fabrication des composites, qui conduisent à la formation des contraintes et déformations

résiduelles, en particulier pour le procédé RTM. L'acquisition de telles connaissances est requise pour la phase de conception des pièces composites. L'étude de pièces en forme de marche d'escalier fabriquées par le procédé RTM vise à approfondir ces connaissances. Ces pièces ont la particularité de présenter une géométrie fortement courbée (deux angles à 90°) avec des rayons de courbure faibles (3 mm). Leur mise en œuvre par le procédé RTM donne donc lieu à certaines difficultés qu'il est nécessaire de connaître pour pouvoir maîtriser. De plus, la forme toute en longueur de la pièce permet d'étudier l'influence de la formation d'un gradient de cuisson dans le plan lors de l'injection sur le développement des contraintes et déformations résiduelles. Enfin, la forme courbée de la pièce permet d'étudier les déformations angulaires issues des contraintes résiduelles développées lors de sa mise en œuvre. Par ailleurs, les deux angles étant inversés l'un par rapport à l'autre, des différences au niveau des déformations observées peuvent se manifester. La fabrication et l'analyse de telles pièces présentent donc un intérêt particulier pour l'étude des déformations résiduelles suite à la mise en œuvre par le procédé RTM.

1.4 Objectifs de la recherche

Cette recherche a pour but d'étudier la déformation de pièces composites courbes à haute performance fabriquées par le procédé de moulage par transfert de résine. L'objectif principal est de comprendre l'influence des conditions d'injection sur la formation des contraintes résiduelles en étudiant les déformations qu'elles induisent. L'objectif principal peut être divisé en sous-objectifs spécifiques :

- 1- Maîtriser le procédé d'injection par RTM afin de produire de manière répétable des pièces de qualité.
- 2- Développer et valider une méthode fiable de mesure du retour d'angle dans des pièces courbes.
- 3- Évaluer la contribution du retrait chimique de polymérisation sur le retour d'angle.

1.5 Hypothèses

- Les pièces courbes subissent un retour d'angle (i.e. fermeture de l'angle lors du démoulage) lors de leur mise en œuvre par le procédé de moulage par transfert de résine.
- L'injection unidirectionnelle implique un gradient de cuisson dans le plan et entraîne un historique de cuisson différent le long de la pièce (Figure 1-2).

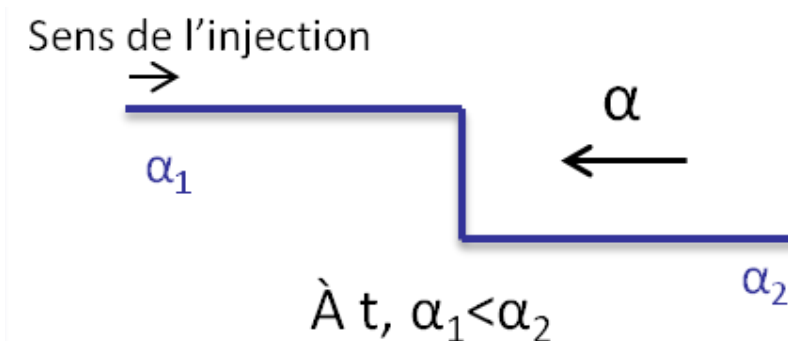


Figure 1-2 : Illustration du gradient de cuisson (où α représente le degré de polymérisation).

- Une pièce en forme de marche d'escalier subit donc deux phénomènes différents suite au retrait de la résine (Figure 1-3).

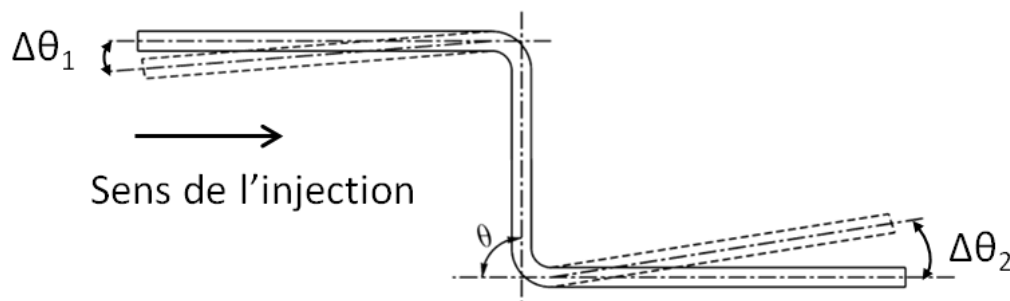


Figure 1-3 : Illustration de la déformation des angles attendue.

1.6 Méthodologie

Pour atteindre les objectifs proposés, les étapes suivantes devront être réalisées :

Phase I : Revue de littérature

Cette première phase est primordiale afin de se familiariser avec le sujet de recherche. La revue de littérature concernera principalement les phénomènes liés au développement des déformations résiduelles lors de la mise en œuvre des pièces composites.

Phase II : Fabrication de pièces composites à matrice polymère thermodurcissable par RTM

Le procédé de fabrication devra d'abord être maîtrisé afin de produire des pièces de qualité satisfaisante et ce, de manière répétable. Une variation des paramètres de fabrication permettra de comprendre l'effet de l'injection et du cycle de cuisson de la résine sur la formation des contraintes résiduelles.

Les matériaux de fabrication (résine et renfort) seront tout d'abord des matériaux simples aux propriétés connues (résine époxy DER383 et renfort tissé unidirectionnel en fibres de verre). Une fois le procédé maîtrisé, le système renfort-matrice sera modifié afin de faire entrer en jeu des matériaux dont le comportement est plus complexe, soit des matériaux à haute performance (résine CYCOM 890 RTM et renfort tissé en fibres de carbone).

Phase III : Développement d'une méthode de mesure des angles

En parallèle avec la partie expérimentale, on visera à développer, puis à valider, une méthode de mesure des angles simple et robuste.

Phase IV : Analyse des déformations résiduelles dans les pièces fabriquées

Grâce à la méthode de mesure développée, le retour d'angle des pièces fabriquées pourra être évalué, puis mis en relation avec leurs conditions de fabrication. La contribution du retrait

chimique dans la déformation des pièces pourra alors être évaluée grâce à des outils analytiques ou expérimentaux selon les cas.

1.7 Organisation du mémoire

Après le chapitre 1 qui introduit le sujet, la présente étude est organisée de la manière suivante :

- a) Le chapitre 2 contient une revue de littérature sur le comportement de la résine pendant la cuisson, les contraintes résiduelles induites par la mise en œuvre et la stabilité dimensionnelle dans la fabrication des composites.
- b) Le chapitre 3 traite de la partie expérimentale du projet et de la mise en place de la procédure de fabrication, jusqu'à la description des pièces fabriquées.
- c) Le chapitre 4 est dédié à l'analyse des déformations résiduelles des pièces.
- d) Le chapitre 5 contient une discussion de l'approche proposée et des recommandations pour les travaux futurs sont formulées.
- e) Enfin, la conclusion générale de l'étude est effectuée.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Les matériaux composites ont révolutionné l'industrie aéronautique en permettant d'alléger considérablement les structures tout en leur conférant une excellente tenue mécanique. Ils permettent également de réaliser des pièces de grande taille et de géométrie complexe, ce qui limite les coûts d'assemblage. Cependant, leur utilisation est encore très récente comparée à celle des métaux et leur comportement n'est pas aussi bien maîtrisé. La grande difficulté vient de leur mise en forme, qui est plus complexe que celle des métaux car le matériau est créé en même temps que la pièce.

2.1 Cuisson des résines thermodurcissables

La fabrication de pièces composites à matrice polymère thermodurcissable passe par une étape de cuisson qui permet à la résine de polymériser. Bien souvent, ce phénomène nécessite un apport de chaleur. En chauffant, la résine liquide devient graduellement un matériau solide constitué d'un seul grand réseau polymérique tridimensionnel. Un processus de cuisson typique des résines thermodurcissables se divise en deux étapes principales : la cuisson à une température élevée maintenue constante, suivi d'un refroidissement thermique depuis la température de cuisson jusqu'à la température ambiante.

Une vision simplifiée introduite par Bogetti et Gillespie [1, 2] et adoptée par la suite par de nombreux autres auteurs décrit l'évolution du module élastique de la résine en trois phases durant le cycle de cuisson (Figure 2-1).

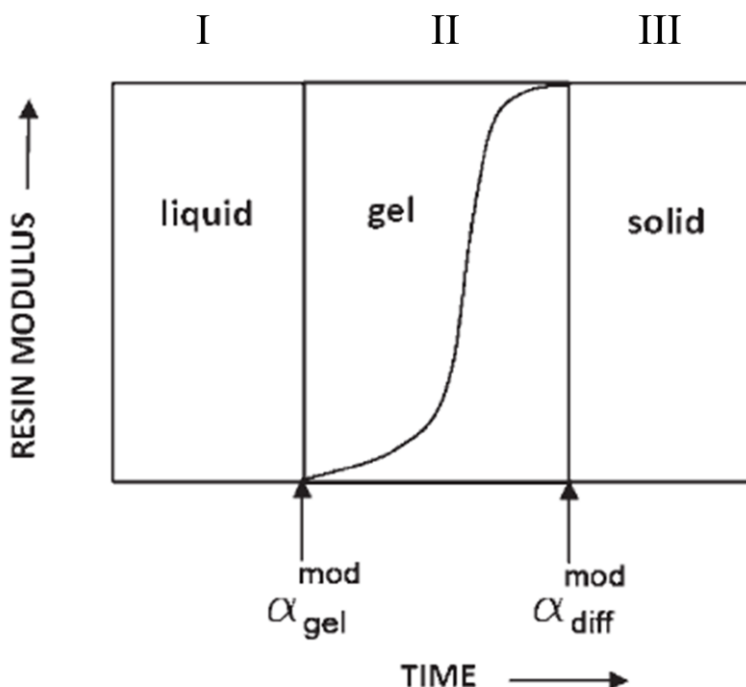


Figure 2-1 : Développement du module élastique de la résine durant la cuisson [2].

Pendant la phase I, la résine est constituée de molécules de monomère à l'état de fluide visqueux et sa rigidité est négligeable. À ce stade, le matériau ne peut supporter aucune charge ni contrainte. Avec l'avancement du degré de cuisson, les molécules de monomère s'assemblent progressivement; c'est le début de la polymérisation.

L'entrée de la résine dans sa deuxième phase de polymérisation est marquée par le point de gel. Un réseau polymérique est formé, ce qui augmente de manière significative la viscosité de la résine et sa rigidité (durcissement chimique). Il s'ensuit une réduction volumique (retrait) associée à la réaction de polymérisation. Après le gel, la matrice est dans un état de solide caoutchouteux viscoélastique avec des temps de relaxation très faibles. Les propriétés mécaniques de la résine sont alors gouvernées par deux mécanismes concurrents : le durcissement de la résine et sa relaxation viscoélastique.

À la fin de la cuisson, le polymère est complètement formé. La résine présente un comportement viscoélastique aux températures élevées et approche un comportement élastique aux températures plus basses. Son temps de relaxation devient alors très long. Cette phase marque la fin du processus de cuisson, le module élastique est totalement développé et plus aucun retrait chimique dû à la polymérisation ne peut survenir. À ce stade, seules l'expansion ou la contraction thermique peuvent contribuer aux variations du volume spécifique de la résine.

Les variations volumiques survenant au cours de la cuisson sont donc causées par deux phénomènes distincts :

- l'expansion et la contraction thermiques dues au chauffage et au refroidissement de la résine durant le cycle de cuisson;
- Le retrait chimique dû à la réticulation des chaînes polymériques.

La Figure 2-2 ci-dessous représente l'évolution du volume d'une résine époxy durant sa cuisson.

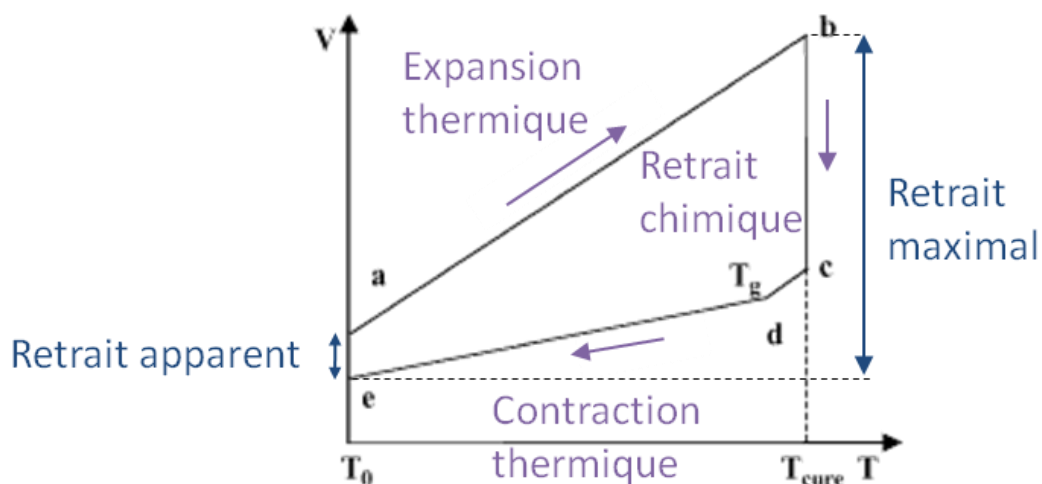


Figure 2-2 : Schéma du changement volumique d'une résine époxy durant la cuisson (adapté de [3]).

Dans cette figure, T_0 est la température de référence, T_{cure} est la température de cuisson et T_g la température de transition vitreuse.

L'élévation de la température (a→b) entraîne une expansion thermique de la résine. À la température de cuisson (b→c), la résine polymérise et le retrait chimique intervient. Enfin, en refroidissant, la résine se contracte. Le point d correspond au volume atteint à la température de transition vitreuse T_g , où le coefficient d'expansion thermique de la résine change considérablement [3].

Ainsi, la variation totale de volume subie par la résine est le résultat de la superposition des effets thermique et chimique, qui ont lieu durant tout le processus de cuisson-refroidissement (Éq.(2-1)) [4] :

$$\left(\frac{1}{V_0} \frac{dV}{dt} \right)_{total} = \left(\frac{1}{V_0} \frac{dV}{dt} \right)_{\substack{\text{contribution} \\ \text{thermique}}} - \left(\frac{1}{V_0} \frac{dV}{dt} \right)_{\substack{\text{retrait} \\ \text{polymérisation}}} \quad (2-1)$$

Le retrait volumique de la résine durant le processus de cuisson est une des sources principales du développement des contraintes internes au sein des pièces composites [5, 6]. Alors que le volume spécifique de la résine diminue, de son côté le renfort fibreux ne subit aucune modification chimique durant le processus de cuisson. Du fait de la continuité de déplacement entre la matrice et le renfort, les déformations dues au changement volumique doivent s'équilibrer à l'intérieur de la pièce, introduisant ainsi des contraintes internes.

2.2 Contraintes résiduelles

Tout procédé de mise en œuvre induit des contraintes internes. Du fait de la nature viscoélastique de la résine, une part de ces contraintes peut se relâcher soit au cours de la cuisson, soit au démoulage, mais une partie peut subsister; c'est ce qu'on appelle les contraintes résiduelles.

Les sources des contraintes résiduelles peuvent être qualifiées d'intrinsèques (relatives au matériau, à l'empilement des couches ou à la forme de la pièce), ou d'extrinsèques (relatives à la mise en œuvre et à l'outillage) [7]. Dans le cas des matrices polymères thermodurcissables, les sources intrinsèques de contraintes couramment rapportées dans la littérature résultent des variations de volume thermique (coefficient d'expansion thermique de la résine) et chimique (retrait de la résine dû à la polymérisation). L'architecture du renfort fait également partie de ces sources de contraintes. Les sources externes de contraintes résiduelles incluent majoritairement l'interaction moule-pièce et les contraintes résiduelles dues aux gradients de cuisson durant la mise en œuvre (historique de cuisson) [8].

Les sources intrinsèques de contraintes agissent de l'intérieur vers l'extérieur en créant des contraintes à l'échelle de la microstructure dont l'effet « remontera » à travers les autres échelles jusqu'au niveau macroscopique. À l'inverse, les sources extrinsèques agissent de l'extérieur vers l'intérieur en créant des contraintes aux frontières du composite et dont l'effet migrera jusqu'à l'échelle microscopique.

Ainsi, on distingue trois échelles auxquelles les contraintes peuvent être étudiées :

- l'échelle microscopique, qui se situe à l'interface fibre-matrice;
- l'échelle mésoscopique, qui correspond à celle du laminé;
- l'échelle macroscopique de la structure composite.

À chaque niveau, les contraintes s'équilibrent et l'état de contrainte global est la somme des contraintes aux trois échelles [7]. L'impact des contraintes sur la pièce varie selon l'échelle à laquelle celles-ci agissent. La Figure 2-3 montre de manière schématique le lien entre la source des contraintes, leur niveau d'action et leur effet sur la pièce. Seules les principales conséquences sont indiquées, soit une réduction de la rigidité de la pièce et des déformations.

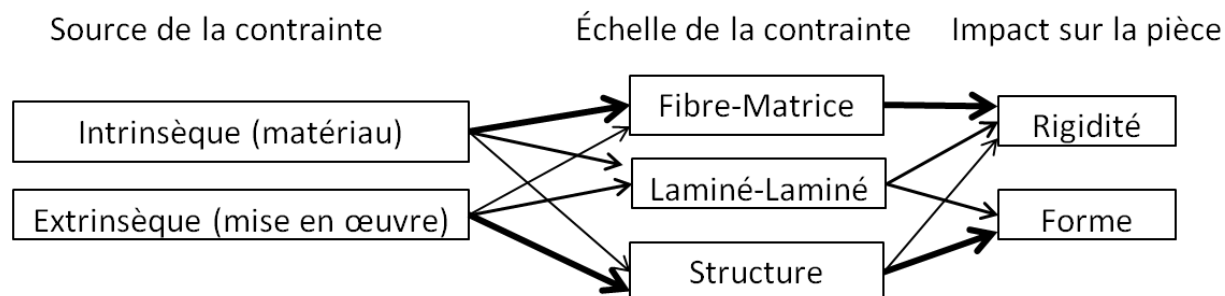


Figure 2-3 : Relations entre source de contrainte, échelle de contrainte et impact sur la pièce (adapté de [8]) – L'épaisseur des flèches indique l'importance la relation.

De par leur nature, les sources intrinsèques ont plus d'impact sur l'état des contraintes au niveau microscopique, tandis que les sources extrinsèques exercent leur effet au niveau structurel. De manière générale, les contraintes résiduelles, quelle que soit leur nature, affectent la rigidité de la pièce. En revanche, seule les contraintes agissant aux échelles du laminé et de la structure peuvent affecter de manière significative la forme finale de la pièce.

Ainsi, ces contraintes, selon leur quantité et leur nature, jouent un rôle prédominant sur le comportement final d'une pièce composite, que ce soit en termes de performance mécanique, de stabilité dimensionnelle ou de durabilité.

2.3 Sources de contraintes résiduelles et de déformations

Les sources des contraintes résiduelles et leurs effets sur les structures composites ont largement été étudiées pendant les dernières années. Au final, trois principaux mécanismes affectant la forme des pièces composites ont été identifiés [9] :

- les contraintes thermiques;
- le retrait chimique de la résine;
- l'interaction moule-pièce.

Chacun de ces trois mécanismes est détaillé ci-après.

2.3.1 Contraintes thermiques

La mise en forme des pièces composites entraîne des changements volumiques importants, dont une grande partie est liée au coefficient d'expansion thermique de la résine. La contraction thermique due au refroidissement de la résine après la cuisson est la première cause rapportée de formation des contraintes résiduelles dans les matériaux composites [10-12]. En effet, le coefficient de dilatation thermique des matrices polymériques est en général bien plus élevé que celui des fibres (typiquement, $6 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$ pour une résine époxy contre $5 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ pour des fibres de verre [13]). Aussi, certaines fibres comme les fibres de carbone ont un comportement orthotrope, où les coefficients de dilatation thermique sont très faibles, voire légèrement négatifs dans la direction longitudinale, mais plus élevés dans la direction transverse.

Ces différences conduisent, lors du refroidissement de la pièce, à la formation de contraintes thermiques à l'interface fibre/matrice. Bien que ces contraintes puissent affecter le comportement à la rupture du composite, elles ne causent généralement pas de déformations globales, car elles se développent à une échelle très locale et les déformations induites à cette échelle tendent à s'équilibrer sur un plus grand volume de matériau (i.e., à l'échelle macroscopique).

Au niveau du pli, la différence de coefficient d'expansion thermique dans les directions longitudinale et transversale est à l'origine de contraintes dans le plan qui peuvent être prédites grâce à la théorie classique des stratifiés. Dans le cas d'un empilement non symétrique, ces contraintes peuvent entraîner une déformation des parties planes, comme le gauchissement par exemple.

Enfin, les coefficients d'expansion thermique élevés à travers l'épaisseur (dominés par la matrice) comparés à ceux dans le plan (dominés par les fibres) causent des changements de

courbure dans les stratifiés possédant un angle. Ce phénomène est à l'origine du retour d'angle, qui sera discuté plus tard [9].

On suppose généralement que le coefficient d'expansion thermique de la résine varie linéairement avec le degré de polymérisation (Eq.(2-2)). Celui de la résine pure avant et après la cuisson doit donc être déterminé pendant la phase de caractérisation expérimentale [14, 15].

$$CTE = \alpha CTE^{cuit} + 1 - \alpha CTE^{noncuit} \quad (2-2)$$

où α représente le degré de cuisson de la résine et CTE le coefficient d'expansion thermique (« *Coefficient of Thermal Expansion* »). Le coefficient d'expansion thermique de la résine est généralement déterminé par analyse thermomécanique (TMA) [14]. Cette méthode mesure l'expansion à travers l'épaisseur d'un échantillon en fonction de l'évolution de la température. Le retrait chimique, autre source de changement volumique de la résine durant la cuisson, joue également un rôle majeur dans la déformation des pièces composites, en particulier pour les pièces courbes.

2.3.2 Retrait chimique de la résine

Presque tous les systèmes de résine thermodurcissable se rétractent dans une certaine mesure. On rapporte dans la littérature un retrait chimique de 6 à 10% pour les résines polyester [4, 16] et d'environ 1 à 6% pour les époxydes [3, 11, 17]. Le retrait chimique est le changement de volume dû à la réaction de polymérisation de la résine. Ce dernier est le résultat de la conversion des liaisons de Van der Waals entre les monomères de la résine en des liaisons covalentes plus petites qui forment le réseau polymérique [18]. Cette réorganisation moléculaire a pour conséquence une augmentation de la densité du polymère et donc une diminution du volume global de la résine à mesure que la cuisson progresse.

Du fait des variations importantes des propriétés de la résine durant sa cuisson, il est difficile de mesurer le retrait chimique de manière exacte. Plusieurs techniques de mesure ont été

développées. À ce jour, il n'existe toujours aucune approche unifiée. Deux approches sont couramment utilisées : les méthodes fondées sur la mesure du changement volumique et les autres. Les méthodes volumétriques utilisent principalement des dilatomètres capillaires [4, 19] et mesurent la dilatométrie volumique de la résine. Certains chercheurs ont même développé leur propre instrument de mesure dilatométrique [20]. Les méthodes non volumétriques mesurent le retrait linéaire de la résine. Parmi ce type d'approche, on trouve l'analyse thermo-mécanique (TMA) [14, 17], les méthodes rhéologiques [21, 22] et gravimétriques [3, 22], les méthodes optiques [23] ou encore l'utilisation d'ultrasons [24]. Ceci n'est pas une liste exhaustive des méthodes développées pour mesurer le retrait chimique de la résine, mais elle rend compte de la complexité d'une mesure précise du phénomène.

Une approximation fréquente, initialement proposée par Hill *et al.* [4] consiste à supposer que le retrait chimique évolue de manière linéaire avec le degré de conversion de la résine (Eq.(2-3)) :

$$\left(\frac{1}{V_0} \frac{dV}{dt} \right)_{\text{retrait chimique}} = \lambda_{\text{chimique}} \frac{d\alpha}{dt} \quad (2-3)$$

où $\lambda_{\text{chimique}}$ est la constante de retrait de la résine.

Le coefficient de retrait chimique du composite peut être évalué grâce à une simple loi des mélanges (Eq.(2-4)) [25] :

$$CCS = 1 - V_f CCS_r + V_f CCS_f \quad (2-4)$$

où les indices f et r se réfèrent aux fibres et à la matrice et CCS est le coefficient de retrait chimique. Par ailleurs, il est supposé que les fibres ne subissent pas de retrait chimique, donc $CCS_f = 0$.

Bien qu'aujourd'hui le retrait chimique de la résine soit reconnu comme ayant un effet majeur sur l'état des contraintes résiduelles et des déformations dans les pièces composites, sa contribution dans le développement de ces dernières a longtemps fait l'objet de controverses dans la littérature. En effet, il y a quelques années le retrait chimique était supposé avoir un effet négligeable sur les contraintes résiduelles et les études ne prenaient alors en compte que les contributions thermiques [10, 26, 27]. Les chercheurs négligeaient le retrait chimique, supposant qu'il n'apparaissait que très tôt durant le cycle de cuisson, lorsque les propriétés mécaniques de la résine sont encore très faibles et la relaxation importante, conduisant ainsi les contraintes en développement à être immédiatement relâchées. Ce que les chercheurs ne prenaient alors pas en compte, c'est que le retrait se développe tout au long de la cuisson et que la partie du retrait survenant après le gel de la résine est susceptible d'entraîner des contraintes résiduelles et des déformations [28].

Ainsi, au cours des dernières décennies, plusieurs chercheurs ont tenté de mettre en évidence l'importance du retrait chimique de polymérisation. Par exemple, Motahhari *et al.* [29] ont développé une méthode permettant de mesurer la proportion du retrait chimique contribuant à la formation des contraintes résiduelles. L'étude montre bien qu'une partie des contraintes causées par le retrait à la cuisson est neutralisée à haute température par le phénomène de relaxation de la résine. Toutefois, certaines contraintes subsistent après la vitrification et peuvent donc contribuer de manière non négligeable au développement des contraintes résiduelles. Plus tard, Golestanian *et al.* [30] ont démontré grâce à une modélisation par éléments finis que le retrait de la résine était responsable de 6% de la déformation totale de la pièce composite dans le cas de laminés époxy/fibres de verre et époxy/fibres de carbone. Ceci est cohérent avec les résultats d'Olivier [31] obtenus par analyse thermomécanique, qui donnent une contribution du retrait chimique s'élevant à 8% de la déformation finale pour le laminé carbone/époxy étudié.

Par ailleurs, Motahhari [29] a montré par l'observation d'un échantillon bicouches (une couche de résine pure sur une couche de composite) que le retrait de la résine pure est plus important que celui du composite. Cette différence provient du fait que le lien solide à l'interface entre le polymère et les fibres ne permet pas à la résine de se contracter librement. Alors que le renfort tend à limiter l'effet du retrait chimique dans le plan, le retrait à travers l'épaisseur n'est pas

contraint. Cela présente peu de conséquences pour les pièces plates, mais contribue considérablement au retour d'angle dans les pièces courbes, comme nous le verrons plus tard.

Plusieurs autres auteurs ont mis l'accent sur l'importance de la modélisation du retrait chimique des matériaux composites dans l'estimation des contraintes résiduelles [25, 32] et des déformations, en particulier dans les pièces courbes [33-35]. Ainsi, depuis une vingtaine d'années, le retrait chimique est presque toujours pris en compte et ce, même lorsque le comportement viscoélastique de la résine est considéré [34, 36]. En plus des contraintes thermiques et du retrait chimique de la résine, la littérature indique que l'interaction moule-pièce est également à l'origine de déformation dans les pièces composites.

2.3.3 Interaction moule-pièce

Des contraintes peuvent également se développer durant la cuisson suite à un décalage entre les déformations de la pièce et celles du moule. Il s'agit de l'interaction moule-pièce. La Figure 2-4 représente le mécanisme de l'interaction moule-pièce en autoclave. Les moules en aluminium ou en acier ont un coefficient d'expansion thermique bien plus élevé que celui des composites. Par conséquent, durant le chauffage, le laminé est étiré suite à l'expansion du moule (a), entraînant des contraintes de cisaillement à l'interface entre la pièce et le moule. De plus, les plis proches du moule sont plus étirés que les plis plus éloignés, ce qui crée un gradient de contraintes à travers l'épaisseur du laminé (b). Lorsque la résine cuit, cette distribution non uniforme des contraintes est figée dans la pièce et peut conduire à un fléchissement de la pièce au démoulage, phénomène connu sous le nom de gauchissement (c) [37].

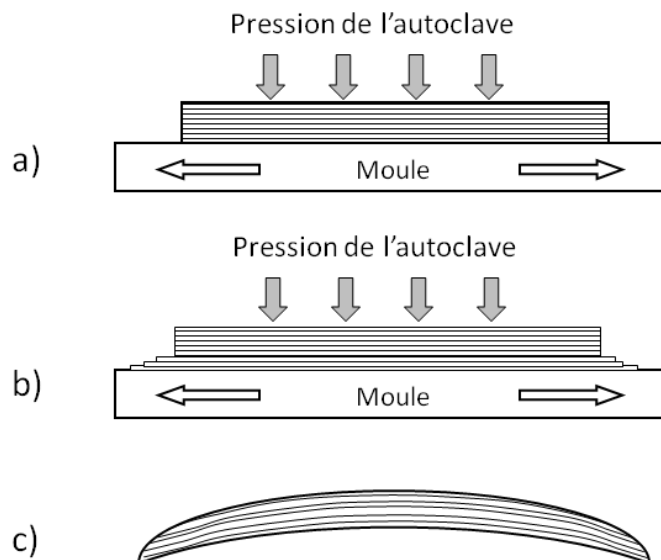


Figure 2-4 : Mécanisme de l'interaction moule-pièce (adapté de [37]).

L'effet du moule sur la formation des contraintes résiduelles a principalement été étudié en autoclave. Peu de chercheurs se sont intéressés aux procédés à moule fermé comme le RTM. Les phénomènes sont différents en RTM car contrairement à l'autoclave, deux demi-moules solides sont utilisés en RTM, ce qui constitue une cavité de volume constant. Ainsi, dans le cas de l'autoclave, le composite reste en contact avec le moule grâce à la pression appliquée de manière continue par l'appareil, alors qu'en RTM, suite à la diminution d'épaisseur du laminé lors du retrait de la résine à la cuisson, la pièce peut perdre le contact avec le moule. Cette différence de comportement a une influence sur la formation des contraintes et les déformations [38].

L'interaction mécanique moule-pièce a beau être un phénomène reconnu, il y a encore peu de données disponibles sur les conditions du phénomène, la manière dont elle affecte la forme des pièces et sa variabilité. Un modèle numérique qui prend en compte l'interaction moule-pièce pour calculer la déformation induite durant la fabrication d'une pièce composite a été développé par Twigg *et al.* [39]. De leur côté, De Oliveira *et al.* [40] ont étudié de manière expérimentale l'influence du matériau du moule sur le développement des contraintes résiduelles au moyen de l'utilisation de fibres optiques à réseau Bragg dans des laminés fabriqués par autoclave. Des jauges de déformation ont également été utilisées par Fernlund *et al.* [41] pour mesurer

l'interaction moule-pièce sur des pièces plates fabriquées en autoclave. De plus en plus de chercheurs essaient d'évaluer l'interaction moule-pièce, mais ce phénomène reste encore difficile à mesurer et ses effets ne semblent pas encore bien compris.

2.4 Déformations résiduelles : le retour d'angle (« *spring-in* »)

Un des problèmes majeurs dans l'industrie aéronautique est la faible fidélité dimensionnelle lors du démoulage des pièces composites sous l'influence des contraintes résiduelles. Deux types de changement dimensionnel ont lieu lors de la cuisson d'un composite stratifié (Figure 2-5) :

- changements de forme dans le plan (gauchissement - (a));
- changements d'angle dans les zones de courbure (retour d'angle - (b)).

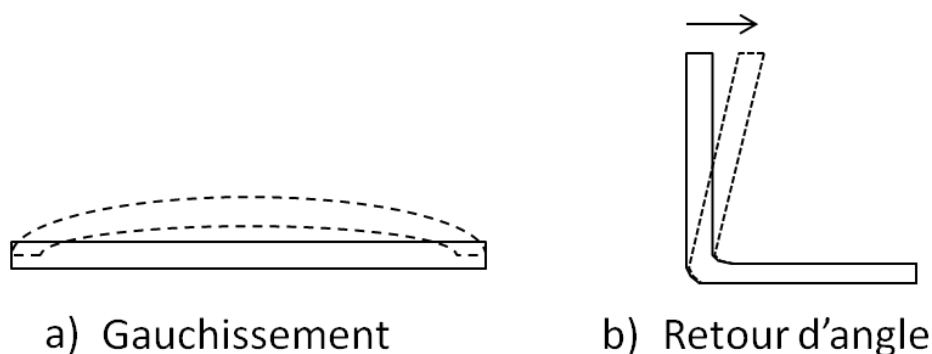


Figure 2-5 : Déformations dues aux contraintes résiduelles induites par le procédé.

Dans cette étude, seule la déformation angulaire des pièces sera étudiée. Par conséquent, cette section est axée uniquement sur ce type de déformation.

2.4.1 Définition

Le retour d'angle est le résultat des contraintes résiduelles se développant à la cuisson, lorsque la pièce est confinée dans le moule. Lorsque les contraintes externes sur le matériau sont relâchées (i.e., au démoulage), les contraintes résiduelles causent une réduction des angles. La

Figure 2-6 illustre ce phénomène. Le retour d'angle est donc habituellement défini comme la différence entre l'angle du moule et l'angle de la pièce finale.

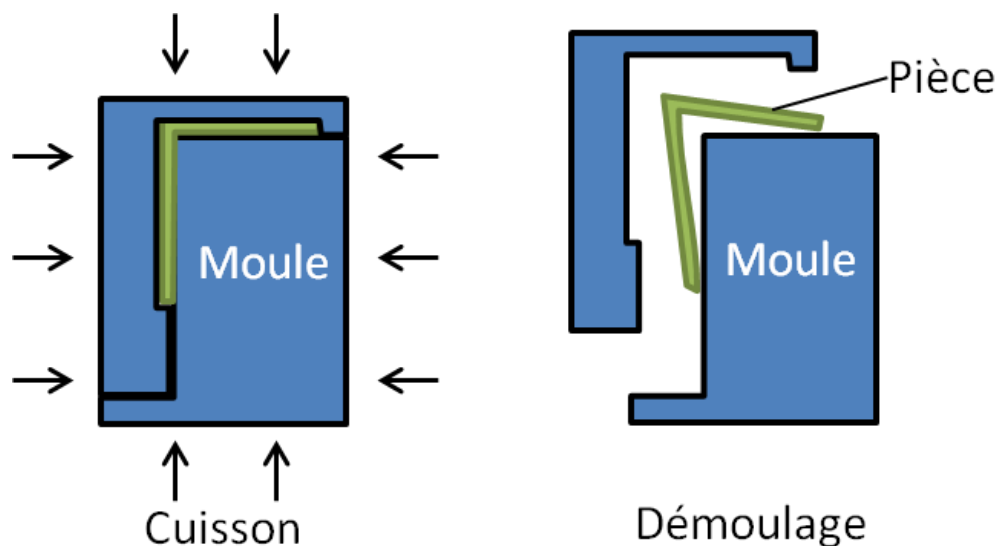


Figure 2-6 : Illustration du phénomène de retour d'angle.

Le retour d'angle qui se manifeste dans un composite thermodurcissable à angle droit est typiquement compris entre 1° et 2° [42, 43]. Le mécanisme de retour d'angle peut être divisé en deux catégories : thermo-élastique et non thermo-élastique. Le retour d'angle thermo-élastique correspond à la déformation qui résulte de la différence entre le coefficient d'expansion thermique dans le plan et à travers l'épaisseur. Cette part du retour d'angle est réversible, elle diminue lorsque la pièce est chauffée jusqu'à la température de fabrication. Ce phénomène est relativement bien compris. En revanche, le retour d'angle non thermo-élastique n'est pas réversible et peut être attribué aux phénomènes se développant durant la cuisson, tels que le retrait et l'interaction moule-pièce [35].

Cependant, l'interaction moule-pièce est souvent négligée dans l'étude du retour d'angle car elle semble n'avoir qu'une faible influence sur ce dernier. En effet, Albert et Fernlund [44] ont observé que pour des pièces en L fabriquées par autoclave, l'interaction moule-pièce affectait de manière significative le gauchissement des parties planes, mais pas l'angle de déformation des

pièces. Khoun *et al.* [38] sont arrivés aux mêmes conclusions lors de la simulation par éléments finis de la déformation de cylindres en carbone-époxy réalisés par RTM. Les résultats ont montré que l'interaction moule-pièce n'était pas un mécanisme majeur influençant le retour d'angle. De plus, contrairement à l'autoclave, le matériau du moule n'affecte que très peu le retour d'angle des pièces fabriquées par RTM. Les auteurs expliquent ce phénomène par le fait qu'en RTM, le moule est préchauffé à la température de cuisson avant l'injection, rendant faible l'amplitude du gradient de contrainte créé lors de l'expansion du moule.

En conclusion, l'angle de déformation est essentiellement le résultat des contractions thermiques et chimiques ayant lieu au cours de la cuisson et du refroidissement de la pièce. Cependant, plusieurs paramètres peuvent affecter la déformation de l'angle, tels que la géométrie de la pièce, son épaisseur, etc.

2.4.2 Paramètres influençant le retour d'angle

Plusieurs auteurs se sont intéressés aux différentes conditions de conception et de fabrication pouvant influencer le retour d'angle. Par exemple, Albert et Fernlund [44] ont, entre autres, étudié les effets de l'empilement, de l'épaisseur de la pièce et du matériau du moule sur la déformation de l'angle. Les résultats ont montré que (1) les pièces quasi-isotropes avaient un plus grand retour d'angle que les pièces unidirectionnelles orientées à 0°; (2) le matériau du moule avait un très faible effet sur le degré du retour d'angle; (3) les pièces fines présentaient un plus grand retour d'angle que les pièces épaisses, ce qui est en parfaite cohérence avec les résultats obtenus par Radford *et al.* [45] et Darrow *et al.* [42]. Radford *et al.* [45] ont également observé une diminution du retour d'angle avec l'augmentation de l'angle du moule.

L'effet du rayon de l'angle du moule est en revanche assez controversé. Alors que Radford *et al.* [45] observent une diminution du retour d'angle avec l'augmentation du rayon de l'angle, de leur côté Darrow *et al.* [42] n'observent quant à eux quasiment aucun effet. Certains auteurs trouvent même des résultats totalement différents d'une étude à l'autre. C'est le cas notamment au niveau de l'influence de la géométrie de la pièce. Dans un premier papier, Fernlund *et al.* [41]

ont observé que les pièces en C fabriquées par autoclave possédaient un retour d'angle d'environ 30% supérieur aux pièces en L, alors que dans la publication suivante [44], aucune différence significative n'a été relevée. Ainsi, des phénomènes complexes influencent le développement des contraintes résiduelles et des déformations lors de l'injection de pièces composites. Il reste difficile de déterminer de manière exacte la nature et la contribution de chaque paramètre sur les déformations étudiées.

2.4.3 Prédiction analytique du retour d'angle

Pour les matériaux anisotropes avec une géométrie à simple courbure, l'angle de déformation $\Delta\theta$ d'une pièce d'angle θ , illustré sur la Figure 2-7, peut être prédit en suivant l'approche proposée par Radford et Diefendorf [46] (Éq. (2-5)), qui consiste à séparer dans le retour d'angle $\Delta\theta$ la contribution due à l'expansion thermique $\Delta\theta_{CTE}$ et l'effet du retrait chimique $\Delta\theta_{CS}$:

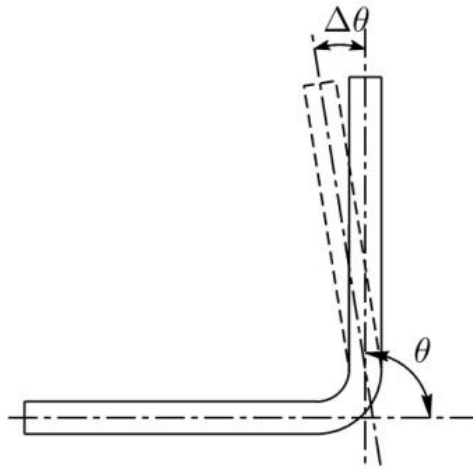


Figure 2-7 : Pièce courbée à angle droit et retour d'angle [47].

$$\Delta\theta = \Delta\theta_{CTE} + \Delta\theta_{CS} = \theta \left(\frac{\alpha_l - \alpha_t}{1 + \alpha_l \Delta T} \right) + \theta \left(\frac{\phi_l - \phi_t}{1 + \phi_t} \right) \quad (2-5)$$

où α_x et α_z sont les coefficients de dilatation thermique dans le plan et à travers l'épaisseur; $\Delta\epsilon_x$ et $\Delta\epsilon_z$ sont les contractions dues au retrait chimique de la résine dans le plan et à travers l'épaisseur, calculés lorsque la résine est à l'état vitreux; ΔT est le changement de température (différence entre la température de mise en œuvre et la température ambiante). La portion $\Delta\epsilon_{\theta}$ du retour d'angle représente la composante d'expansion thermique anisotrope, qui résulte des contraintes résiduelles formées durant le refroidissement, lorsque le laminé est complètement cuit. La portion $\Delta\epsilon_{\theta}$ du retour d'angle est le résultat du retrait chimique de la résine; il est associé aux contraintes qui ont été formées plus tôt dans le cycle de cuisson.

L'équation (2-5) est sans doute l'approche analytique la plus citée dans la littérature pour évaluer la déformation de pièces courbe. Elle a largement été reprise par de nombreux auteurs ou légèrement modifiée afin de prendre en compte la dépendance avec la température des coefficients de dilatation (avant et après T_g) [35] ou inclure l'interaction moule-pièce [45]. Dans les cas les plus simples, cette équation fournit une estimation raisonnable du retour d'angle [48]. Cependant, afin de prédire de la manière la plus exacte possible les dimensions finales d'une pièce composite, tous les phénomènes physiques ayant lieu durant l'empilement du laminé, la cuisson et le refroidissement devraient être considérés. Cela est délicat encore car tous les phénomènes influençant la forme d'une pièce composite ne sont pas encore bien compris. Un élément critique pour approfondir les connaissances sur ce sujet réside dans la possibilité de mesurer adéquatement l'ampleur des déformations résiduelles.

2.4.4 Méthodes de mesure du retour d'angle

Il est très difficile de mesurer directement les contraintes résiduelles dans les pièces composites. La plupart des chercheurs étudient donc les contraintes résiduelles par le biais des déformations qu'elles entraînent. Les déformations induites par le procédé dans des composites courbés sont caractérisées dans l'industrie en termes de retour d'angle. Diverses méthodes analytiques et numériques ont été proposées dans la littérature pour prédire les déformations dans les structures composites, mais elles n'ont pas été accompagnées de progrès concernant les techniques de mesure de ces déformations. Pourtant, la qualité des théories élaborées dépend de la justesse des

mesures expérimentales. Or à l'heure actuelle, il n'existe pas de méthode reconnue pour mesurer le retour d'angle.

Plusieurs techniques expérimentales ont été développées, certaines plus précises que d'autres, mais toutes donnent une idée de l'amplitude de la déformation. Certaines approches simples existent, comme dessiner la forme de la pièce sur une feuille [13], tamponner la pièce sur une feuille de référence [49] ou encore analyser des images scannées des pièces [44] ou des photographies [42]. D'autres chercheurs ont recours à des techniques plus complexes, mais aussi plus dispendieuses, comme l'utilisation d'une machine à mesurer tridimensionnelle (« *Coordinate Measuring Machine* », CCM) [43, 50]. Certains vont même jusqu'à la conception d'installations « maison » impliquant par exemple la réflexion de rayons laser sur des miroirs [45]. Le manque de techniques de mesure pratiques peut être une entrave au développement des connaissances sur les contraintes et déformations résiduelles.

2.5 Conclusion

Les conclusions suivantes peuvent-être tirées de cette revue de littérature :

- 1) Beaucoup de travaux ont porté sur l'étude des déformations dans les pièces composites fabriquées en autoclave, mais peu traitent de la formation des contraintes résiduelles et des déformations dans les injections de pièces fabriquées par le procédé de moulage par transfert de résine.
- 2) Les principales sources de contraintes et de déformations résiduelles ont été identifiées dans la littérature. La contribution de la contraction thermique de la résine a été largement étudiée, mais celle du retrait chimique de polymérisation, qui est plus difficile à évaluer, a fait l'objet de moins d'études.

- 3) La plupart des études ont porté sur des pièces en forme de L, voire de C, mais aucune n'a été réalisée sur des pièces en forme de marche d'escalier. Ces pièces présentent pourtant une géométrie intéressante permettant de mettre en évidence l'influence de l'injection de la résine et de son historique de cuisson sur les déformations angulaires.
- 4) Enfin, il n'existe pas encore d'approche reconnue permettant une mesure précise des angles.

CHAPITRE 3 FABRICATION PAR RTM DE PIÈCES COURBES

Ce chapitre concerne la partie expérimentale du projet. Après une rapide description du moule de fabrication, la méthode expérimentale permettant la fabrication par RTM de pièces courbes est exposée. Enfin, les pièces réalisées en suivant cette procédure sont présentées.

3.1 Montage expérimental

Les pièces réalisées dans ce projet ont été fabriquées par injection dans un moule en forme de marche d'escalier tel que montré sur la Figure 3-1. L'installation consiste en deux moitiés de moule symétriques en aluminium, dont l'une est pourvue d'une cavité de 3 mm de profondeur. Chaque moitié sera nommée par la suite contre-moule pour la moitié supérieure et moule inférieur pour l'autre moitié. Les dimensions complètes du moule sont disponibles à l'annexe 1.

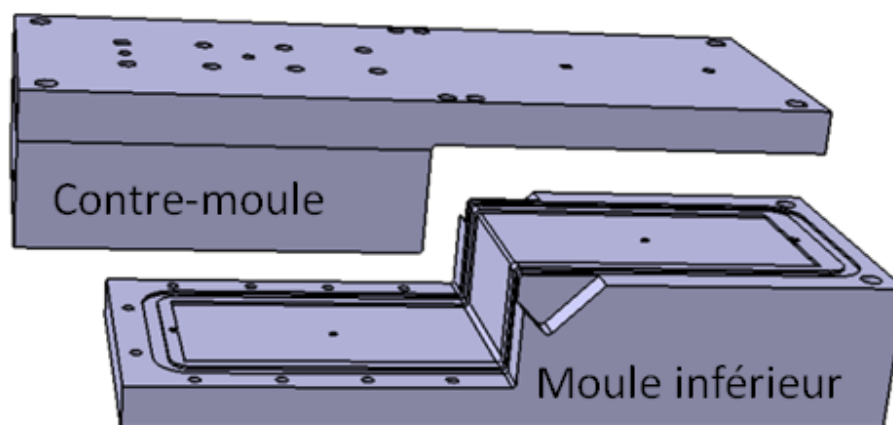


Figure 3-1 : Dessin du moule de fabrication.

Plusieurs modifications ont dû être apportées à cet outil afin de faciliter son utilisation. Tout d'abord, ce moule était initialement conçu pour le procédé d'injection flexible Polyflex. Ce procédé nécessite une cavité dans le contre-moule permettant le passage d'un fluide de

compaction. Afin de l'adapter au procédé RTM, il a donc fallu ajuster la profondeur de sa cavité totale en bouchant celle du contre-moule. Ensuite, afin de minimiser les manipulations, un nouveau système de fermeture a été conçu ainsi qu'un système de chauffage, intégré. Initialement à fermeture manuelle, le moule a été placé dans une presse hydraulique, permettant une fermeture automatisée (Figure 3-2, (a)). Pour chaque fabrication, un maintien en force de 20T appliqué par la presse sur le moule assure une force de fermeture constante et efficace, garantissant l'étanchéité du moule. Par ailleurs, des plaques chauffantes ont été insérées sous les deux moitiés du moule, permettant un chauffage rapide et homogène. L'ensemble a également été légèrement incliné afin de favoriser un meilleur contact sur les parties verticales (Figure 3-2, (b)). L'annexe 2 présente en détail l'ancienne et la nouvelle configuration du moule.

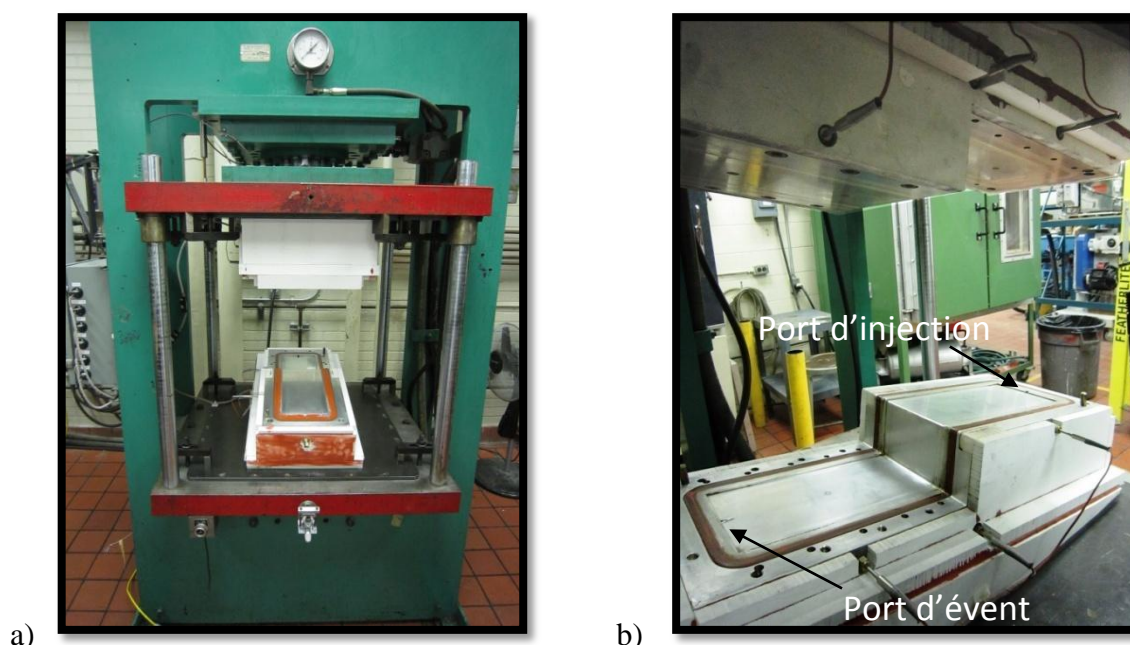


Figure 3-2 : Photographies du moule : a) vue d'ensemble du moule dans la presse ; b) vue rapprochée du moule.

L'ensemble de ces modifications a permis à l'utilisateur de passer de la fabrication de deux pièces par semaine à une pièce par jour, tout en rendant les manipulations plus homogènes d'une fabrication à l'autre.

3.2 Mise en place de la procédure expérimentale

Le procédé RTM est habituellement composé des étapes suivantes :

- préformage et dépôt du renfort dans le moule;
- injection de la résine dans le moule chaud;
- cuisson;
- démoulage.

Le développement de la procédure expérimentale concerne principalement les deux premières étapes. En effet, la manière dont le renfort est préformé puis déposé dans le moule et le choix des paramètres d'injection conditionnent l'état final de la pièce. La cuisson est également une étape importante du procédé, puisque c'est à ce moment que se développent la plupart des contraintes résiduelles. Des cycles de cuisson, de refroidissement et de post-cuisson spécifiques peuvent donc être appliqués afin de maximiser les propriétés finales de la pièce. Cependant, si les deux premières étapes ne sont pas correctement exécutées, quelle que soit la manière dont la cuisson est réalisée, la pièce cuite ne pourra pas être de bonne qualité. Les deux premières étapes de la procédure expérimentale de fabrication par le procédé RTM de pièces courbes sont maintenant décrites.

3.2.1 Dépôt du renfort dans le moule

3.2.1.1 Avec préformage

Dans la plupart des procédés d'injection il est d'usage d'avoir recours au préformage dès lors que la pièce présente une géométrie complexe. Les fibres sèches sont alors empilées et maintenues, généralement par l'ajout d'un liant, dans une préforme qui a la même configuration que la pièce. L'intérêt du préformage est multiple. Il permet notamment de maintenir la distribution des fibres lors de la phase d'imprégnation. En effet, l'écoulement de la résine peut induire des forces susceptibles de déplacer les fibres. Une bonne préforme doit donc être assez rigide pour être manipulée avant l'injection et tenir en place pendant l'écoulement de la résine dans le moule. Cependant, le liant utilisé ne doit pas diminuer la perméabilité du renfort, la mouillabilité des

fibres ou les propriétés mécaniques de la pièce [51]. La qualité de la pièce finale peut donc dépendre de la qualité du préformage.

Au cours de cette étude, deux méthodes différentes de préformage ont été utilisées. La première impliquait l'utilisation d'un moule de préformage (Figure 3-3) et une résine vinyl ester comme liant. De la résine était pulvérisée manuellement sur chaque pli de renfort qui était ensuite déposé dans le moule de préformage. Cette méthode permettait d'obtenir plusieurs échantillons par préforme, mais elle s'avère lente (polymérisation du liant en 12h à température ambiante) et laborieuse (fermeture du moule difficile). De plus, la compatibilité entre la résine d'injection (époxy) et le liant pouvait être mise en doute. Il a donc été décidé de changer de liant et d'utiliser une résine époxy. Ceci a entraîné la mise en place d'une nouvelle méthode de préformage. En effet, l'époxy nécessitant d'être porté à température pour polymériser, il aurait fallu chauffer le moule de préformage. Or ceci n'était pas possible en raison de la présence de feuilles plastiques risquant de fondre. Il a donc été décidé de préformer directement dans le moule RTM (Figure 3-4).

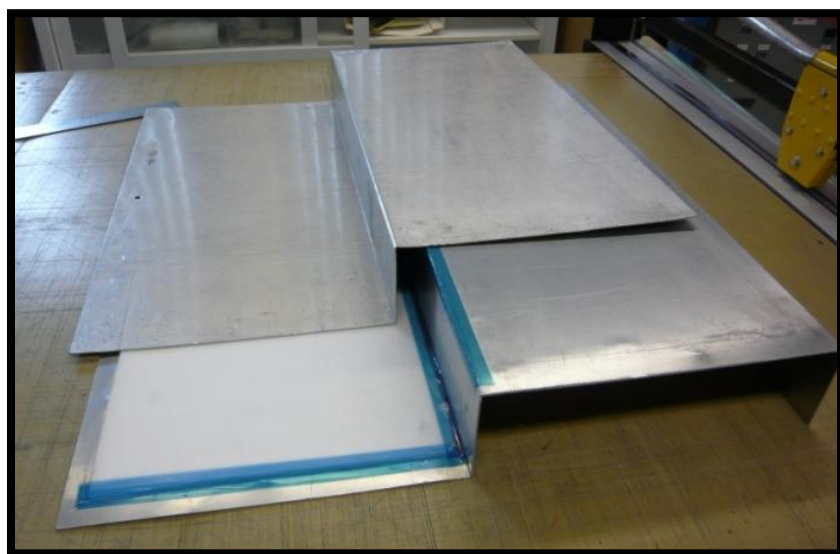


Figure 3-3 : Moule de préformage.

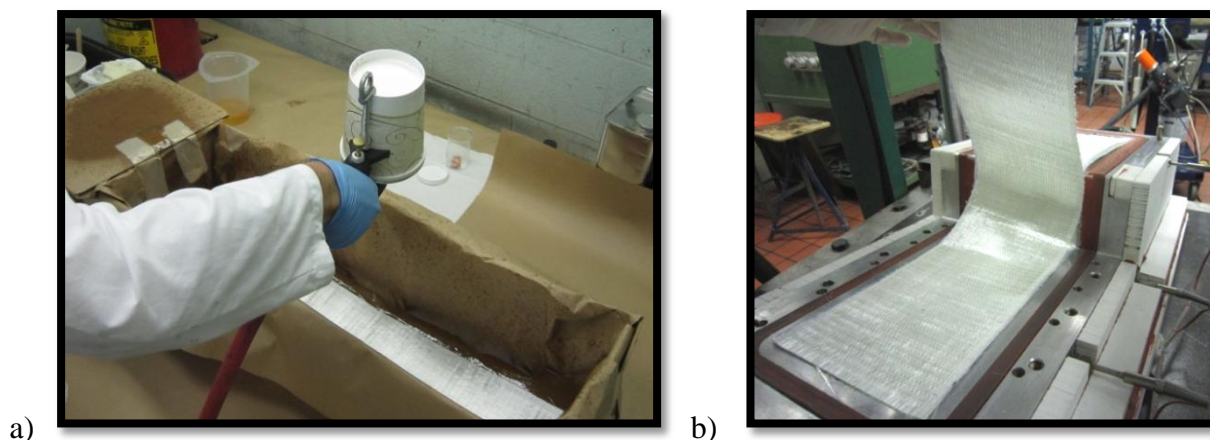


Figure 3-4 : Préformage dans moule RTM : (a) pulvérisation du liant sur les plis ; (b) dépôt des plis avec liant dans le moule.

Ce procédé ne permettait de fabriquer qu'une seule préforme à la fois, mais était relativement rapide ($\approx 1h30$). Par conséquent, plusieurs préformes pouvaient être réalisées en une journée. Cependant, une des difficultés majeures de cette approche consistait à obtenir une préforme aux bords droits correspondant parfaitement aux dimensions de la cavité. En effet, chaque préforme devait être redécoupée avant d'être réinsérée dans le moule pour injection, ce qui conduisait bien souvent à des espaces libres entre le renfort et le moule. Par ailleurs, certains problèmes d'imprégnation ont commencé à apparaître sur les pièces ainsi fabriquées, suggérant une diminution de la capacité d'imprégnation du renfort suite au préformage. Suite à ces observations, une méthode pour mettre en place le renfort sec dans le moule a été développée, puis adoptée pour la fabrication des échantillons.

3.2.1.2 Sans préformage

La bonne capacité de drapage des renforts utilisés a permis la mise en place d'une procédure de fabrication sans préformage. Pour cela, une simple préparation du moule est nécessaire. Une bande de ruban à joint double-face est tout d'abord déposée de chaque côté de la cavité du moule. Les plis, coupés à une largeur plus faible que celle de la cavité, sont ensuite déposés un par un dans le moule, entre les deux bandes de ruban à joint, tel qu'illustré sur la Figure 3-5. Ce dernier

a pour fonctions principales d'assurer une imprégnation longitudinale du renfort en limitant les effets de bords (voir 3.2.2.3) et de maintenir le renfort à l'intérieur de la cavité.

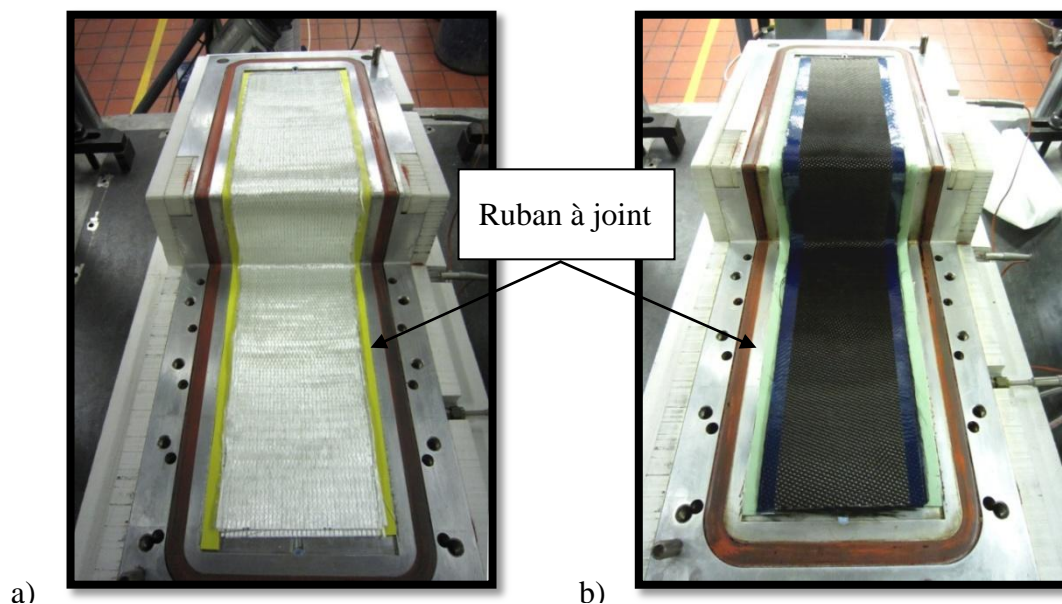


Figure 3-5 : Dépôt du renfort dans le moule : a) fibres de verre ; b) fibres de carbone.

Dans cette étude, deux renforts différents ont été utilisés : un renfort unidirectionnel en fibres de verre (Figure 3-5 (a)) et un tissu sergé bidirectionnel en fibres de carbone (Figure 3-5 (b)). Dans le premier cas, 4 plis sont nécessaires pour atteindre un taux volumique de fibres d'environ 50% dans la pièce, tandis que 7 plis sont nécessaires dans le deuxième cas. Ainsi, le dépôt des plis dans le moule est différent selon le renfort. Les plis de verre ne posent pas de problème car ils sont relativement rigides et tiennent facilement en place. En revanche, les plis de carbone, beaucoup plus souples et plus nombreux, rendent le placement des fibres irrégulier d'une fabrication à l'autre. D'une part, le tissu se cisaille lors de sa manipulation, ce qui peut entraîner une déviation des plis une fois posés dans le moule. D'autre part, la moitié des plis se retrouvent en dehors de la cavité (Figure 3-6). Ces plis supérieurs peuvent donc glisser les uns sur les autres lors de la fermeture du moule.

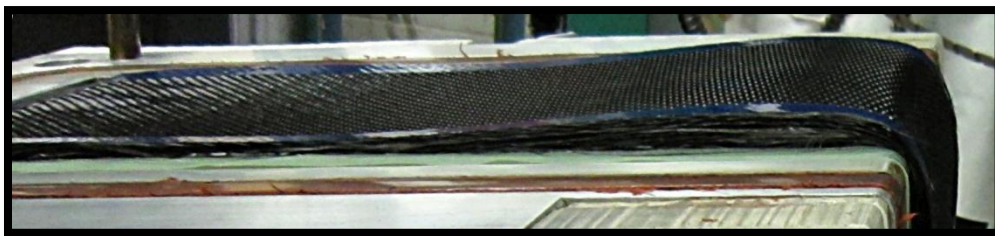


Figure 3-6 : Dépassement des plis hors de la cavité.

Par ailleurs, des bande adhésives à tenue haute température (en bleu sur les images) sont collées sur les bords du renfort afin de limiter le cisaillement et de maintenir les fibres latérales en place lors de la manipulation des plis. Cela peut également créer une surépaisseur sur les côtés de la pièce. Suite à ces irrégularités lors du placement des fibres, certaines différences géométriques peuvent survenir d'une pièce à l'autre, comme nous le verrons plus tard. Une fois le renfort mis en place, le moule est fermé, puis chauffé. Peut alors débuter l'étape la plus importante du procédé, et peut-être aussi la plus délicate, à savoir le remplissage du moule.

3.2.2 Injection de la résine et remplissage du moule

Dans le procédé RTM, l'injection de la résine est une étape cruciale dont dépend la qualité finale de la pièce. Lors d'une injection depuis une extrémité de la pièce, comme dans cette étude, l'écoulement de la résine est supposé être rectiligne d'un bout à l'autre de la pièce. Cependant, dans la réalité c'est très rarement le cas. En effet, plusieurs phénomènes se passent lors du remplissage du moule et certaines difficultés peuvent survenir, affectant le bon écoulement de la résine et par conséquent, la qualité finale de la pièce.

3.2.2.1 Mécanisme d'imprégnation du renfort

Structure double échelle du renfort

L'écoulement de la résine à travers un renfort fibreux est habituellement considéré comme l'écoulement d'un fluide incompressible à travers un milieu poreux. Un milieu poreux est un matériau perméable constitué d'un réseau de pores (ou vides). Dans les renforts fibreux, deux

types de structures peuvent être rencontrés : une structure poreuse à simple échelle de porosité comme les mats à fibres aléatoires (Figure 3-7, (a)) où une structure à double échelle de porosité comme la plupart des renforts tissés (Figure 3-7, (b)).

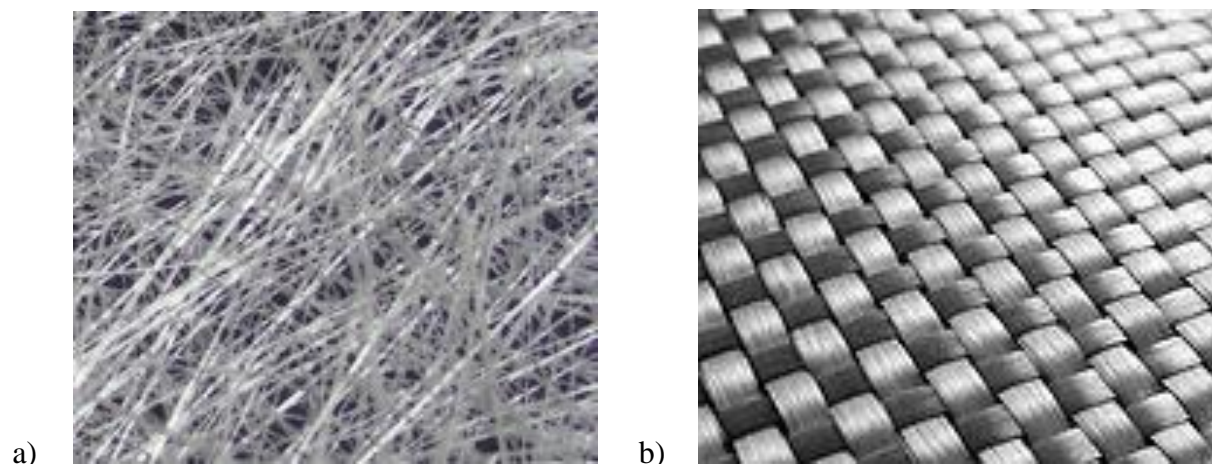


Figure 3-7 : Renfort en fibres de verres : a) structure simple échelle : mat aléatoire ; b) structure double échelle : renfort tissé.

Les renforts autres que le mat sont constitués d'un assemblage de mèches réunissant chacune plusieurs fibres. Selon le type de renfort, ces mèches peuvent être cousues entre elles ou bien tissées. Dans tous les cas, cela implique alors deux types de pores : ceux situés à l'intérieur des mèches, entre les fibres (micro-pores), et ceux situés entre les mèches (macro-pores). Dans ce projet, les deux renforts utilisés sont des structures à double échelle de porosité. Ceci implique donc un écoulement de la résine à deux échelles différentes.

Imprégnation à double échelle du renfort

L'imprégnation d'un renfort fibreux est un phénomène relativement complexe qui dépend notamment de sa perméabilité. La perméabilité d'un renfort peut être définie comme sa capacité à permettre l'écoulement d'un fluide à travers sa structure fibreuse. De nombreux paramètres peuvent affecter la perméabilité d'un renfort, tels que son architecture, l'orientation des fibres, le taux volumique de fibres, etc. Dans le cas d'une résine qui s'écoule à travers une structure à

double échelle de porosité telle que décrite précédemment, deux types de fronts d'écoulement sont observés : un front macroscopique et un front microscopique. En effet, à l'intérieur d'un lit de fibres, il existe deux types de canaux d'écoulement de taille différente à l'intérieur du renfort. L'un est créé par l'espace large entre les torons (ensemble de fibres), tandis que l'autre est constitué de l'espacement entre les fibres d'un même toron, tel que schématisé sur la Figure 3-8. L'écoulement entre les torons est régi par les forces visqueuses et celui entre les fibres par les forces capillaires. À des vitesses d'écoulement faibles, les forces capillaires sont plus élevées que les forces visqueuses; le front de résine progresse plus rapidement à l'intérieur des torons (Figure 3-8, (b)). À l'inverse, à des vitesses d'écoulement élevées, les forces visqueuses dominent. La résine avance donc plus rapidement dans les canaux macroscopiques (espace entre les torons) (Figure 3-8, (a)) et des vides sont emprisonnés lorsque la résine pénètre à l'intérieur des torons (fermeture des fronts de résine).

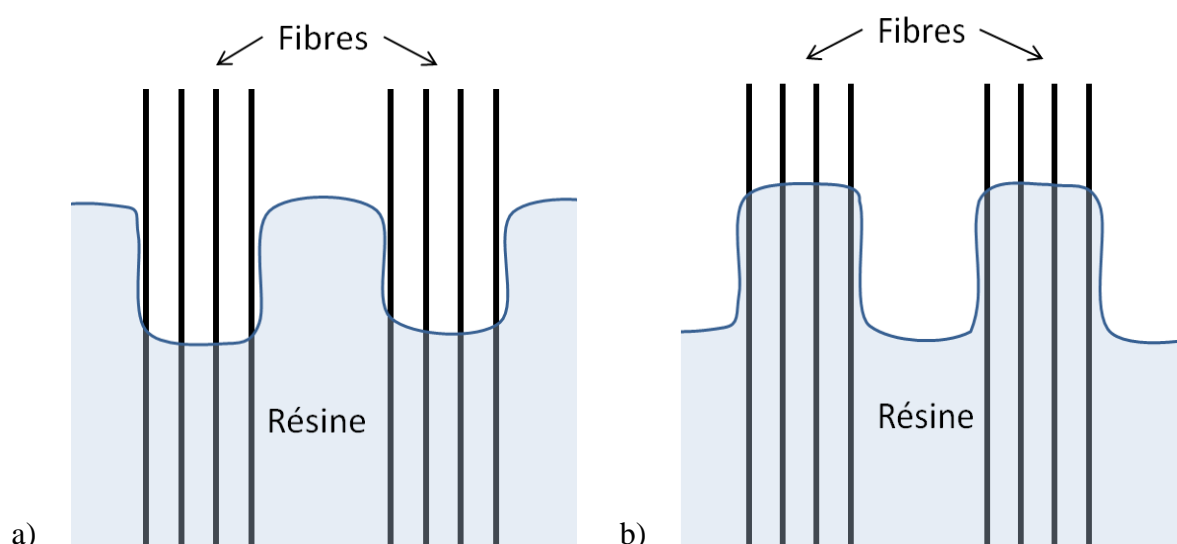


Figure 3-8 : Mécanisme d'imprégnation des fibres : (a) vitesse d'écoulement élevée, forces visqueuses dominantes ; (b) vitesse d'écoulement faible, forces capillaires dominantes.

3.2.2.2 Importance des paramètres de fabrication

Le remplissage du moule dépend avant tout des paramètres choisis pour la fabrication, comme la température de mise en œuvre et la vitesse d'injection, qui est déterminée par la pression ou le débit d'injection. Dans l'industrie, pour des questions de productivité, un temps de remplissage le plus court possible est souhaité. Ceci dépend à la fois de la perméabilité du renfort et de la viscosité de la résine. La perméabilité du renfort étant un paramètre intrinsèque de ce dernier, c'est en agissant sur la viscosité de la résine que l'on pourra contrôler le temps de remplissage du moule.

Le temps de remplissage est limité par le temps de gel, moment auquel la viscosité de la résine devient infinie, empêchant tout écoulement de celle-ci. La formulation de la résine et la température de mise en œuvre doivent donc être choisies afin d'obtenir un temps de gel supérieur au temps de remplissage. Une certaine marge de sécurité est cependant nécessaire car une faible augmentation de la viscosité de la résine (bien avant le point de gel) peut suffire à limiter considérablement son écoulement. Idéalement, le temps de gel doit donc être trois fois plus long que le temps de remplissage [51]. La plupart des résines qui ont une viscosité en dessous de 1 Pa.s peuvent être injectées. Certaines résines de plus haute viscosité peuvent néanmoins être utilisées en les chauffant préalablement afin de les rendre suffisamment liquide.

Le temps de remplissage peut donc être ajusté grâce à la température de mise en œuvre. Un compromis doit cependant être trouvé entre les deux afin d'éviter une polymérisation précoce de la résine en raison d'une température trop élevée ou d'une vitesse d'injection trop faible, ou encore la formation de vides à cause d'une vitesse d'injection trop élevée. Ainsi, ces deux paramètres de fabrication que sont la température de cuisson et la pression d'injection sont primordiaux en RTM car ils affectent directement le déroulement de l'injection et les propriétés finales de la pièce. Cependant, un moule rempli, considéré comme tel lorsque la résine arrive au port d'évent, n'est pas toujours synonyme de bonne imprégnation du renfort. En effet, plusieurs facteurs souvent difficiles à contrôler peuvent perturber le bon écoulement de la résine et mener à une mauvaise imprégnation de la pièce.

3.2.2.3 Effets de bord

Les effets de bords sont causés par la présence d'un canal d'écoulement préférentiel entre le renfort et le bord de la cavité, créant un canal préférentiel pour la résine, tel qu'illustré sur la Figure 3-9. L'effet de bord est un problème récurrent du moulage par transfert de résine qui peut mener à l'imprégnation incomplète du renfort et à la formation de zones sèches. La Figure 3-10 illustre une pièce affectée par des effets de bord non contrôlés.

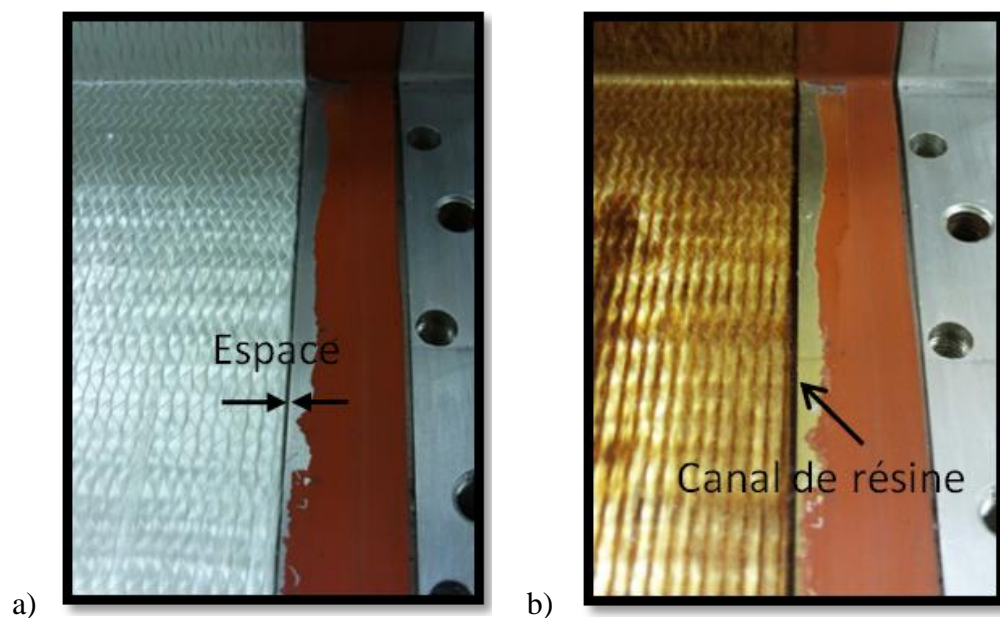


Figure 3-9 : Phénomène d'effet de bord : a) avant injection ; b) après injection.

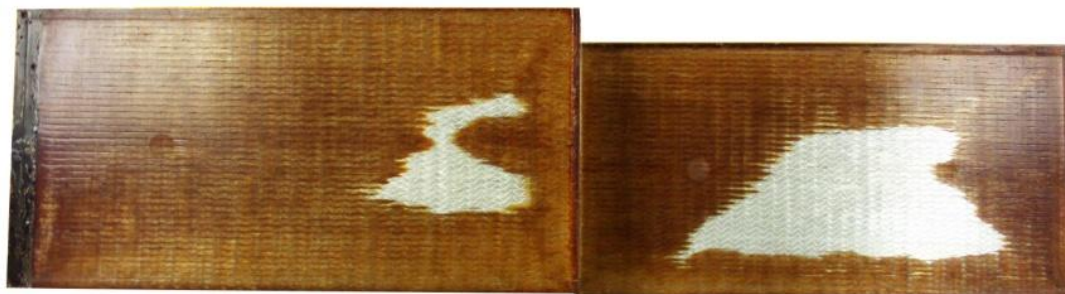


Figure 3-10 : Exemple de zones sèches dues aux effets de bord.

L'ampleur et l'existence des effets de bord est fonction de la qualité de la préforme (bords nets, dimensions correspondant à celles de la cavité, etc.). Cela peut varier d'une pièce à l'autre et n'est généralement pas répétable. Toutefois, ce problème ne se présente plus pour les injections réalisées sans préformage grâce au ruban à joint placé de chaque côté du renfort (Figure 3-5). Lors de la fermeture du moule, le ruban à joint s'écrase et permet de combler les espaces éventuels, garantissant ainsi l'imprégnation longitudinale du renfort.

3.2.2.4 Porosités et bulles d'air

L'une des difficultés majeures durant la phase d'imprégnation est l'enlèvement de l'air contenu dans la cavité du moule. Ce processus est nécessaire pour obtenir des pièces de haute qualité avec un taux de vide minimal. Au niveau du renfort, de l'air est présent à la fois à l'intérieur et entre les torons. Le tirage du vide dans la cavité du moule avant l'injection permet de chasser l'air emprisonné dans le renfort. Pendant le remplissage du moule, l'assistance du vide permet d'évacuer les éventuelles bulles créées par l'écoulement de la résine et aide celle-ci à s'écouler à travers le renfort. Sans cela, la qualité d'imprégnation du renfort peut s'en retrouver fortement diminuée, tel qu'illustré sur la Figure 3-11.



Figure 3-11 : Pièce mal imprégnée suite à un vide incomplet.

Dans le cas de la pièce présentée sur la Figure 3-11, il a été découvert après fabrication que le tuyau de vide était percé, le vide n'avait donc pas été tiré correctement durant l'injection. Bien que la pièce soit imprégnée partout (pas de zones sèches), l'imprégnation ne s'est pas faite de la même manière à travers tout le renfort puisqu'on peut encore le distinguer à l'œil nu.

Suite à l'écoulement à deux vitesses de la résine discuté précédemment, des vides peuvent également se former lors de la fermeture des fronts de résine. Ces vides peuvent être éliminés, ou du moins limités, grâce au maintien d'une pression dite de consolidation à la fin de l'injection. Ainsi, une fois l'injection terminée, l'évent est bouché et une pression supérieure à la pression d'injection est appliquée afin de combler les éventuels vides. Cette pression permet également d'éviter l'entrée d'air une fois le moule rempli. Pour cela, elle doit être maintenue depuis le remplissage du moule jusqu'au temps de gel de la résine, voire jusqu'à sa polymérisation complète pour plus de sécurité (de quelques minutes à plusieurs heures selon la résine utilisée).

Le tirage du vide et le maintien d'une pression de consolidation permettent de limiter l'emprisonnement de gaz (air, produits de la réaction de polymérisation...) lors du remplissage du moule et la cuisson de la pièce. Noter qu'afin de minimiser l'injection d'air ou d'autres gaz dans le renfort, il est toujours nécessaire de bien dégazer la résine avant l'injection. Enfin, malgré toutes les dispositions prises visant à réduire l'occurrence de vides, des bulles d'air peuvent subsister, comme l'atteste la Figure 3-12.

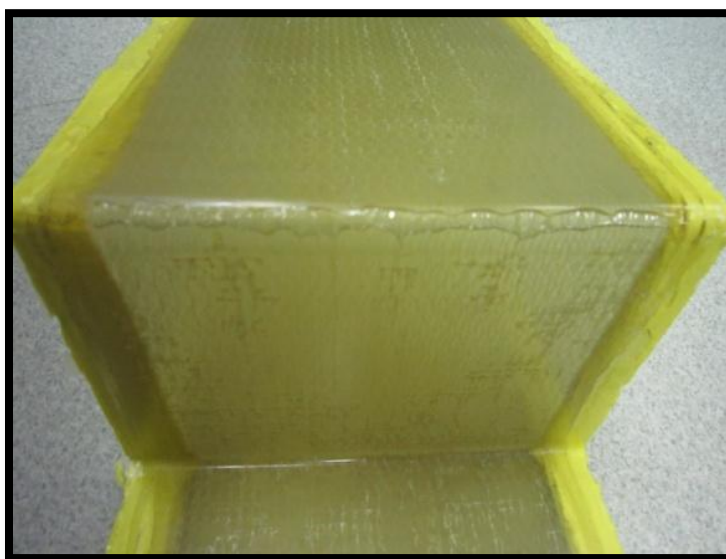


Figure 3-12 : Présence de bulles d'air dans la pièce.

Les sources de porosité ne sont pas toujours facilement identifiables, mais il est probable qu'il s'agisse généralement de fuites venant directement du moule. Dans le cas présenté à la Figure 3-12, de l'air s'est manifestement introduit par le port d'injection et s'est accumulé dans l'angle. Bien souvent ces fuites proviennent du raccord entre le tuyau d'injection et le port d'injection. Elles peuvent être causées par un connecteur mal vissé, une bague de compression mal enclenchée ou du matériel endommagé. De petites fuites peuvent être suffisantes pour entraîner un taux de vide élevé.

3.2.2.5 Zones d'accumulation de résine

Alors que par endroits, des problèmes de vide limitent la bonne imprégnation du renfort en créant des zones sèches, ailleurs la résine peut venir s'accumuler. Des zones riches en résine et donc à taux de fibres très faible apparaissent alors. Ces zones d'accumulation de résine peuvent être la conséquence d'un écart entre les parois du moule et le renfort. Ce problème est particulièrement présent dans le cas du procédé RTM, puisque les deux surfaces solides du moule encadrent le renfort. Si un espace existe, il ne pourra être comblé que par une accumulation de résine. Ceci n'est pas le cas pour les procédés possédant une couverture flexible comme que le RTM-Lite ou le VARI (« *Vacuum Assisted Resin Infusion* »), qui peut venir plus facilement en contact avec le renfort.

Les pièces fabriquées dans ce projet sont particulièrement sujettes à ce phénomène, du fait des fortes courbures de leur géométrie. En effet, les rayons de courbure du moule étant relativement faibles, les plis auront tendance à suivre la courbure interne des coins lors de leur positionnement dans la cavité, laissant un espace libre sur la face extérieure, tel qu'illustré sur la Figure 3-13. Ce phénomène est lié à la forte résistance des fibres à la déformation dans les régions courbées. Jusqu'à maintenant, aucune solution n'a été proposée pour éliminer ce défaut de fabrication. Ses conséquences sur la déformation finale des pièces feront donc l'objet d'une attention particulière lors de l'analyse.

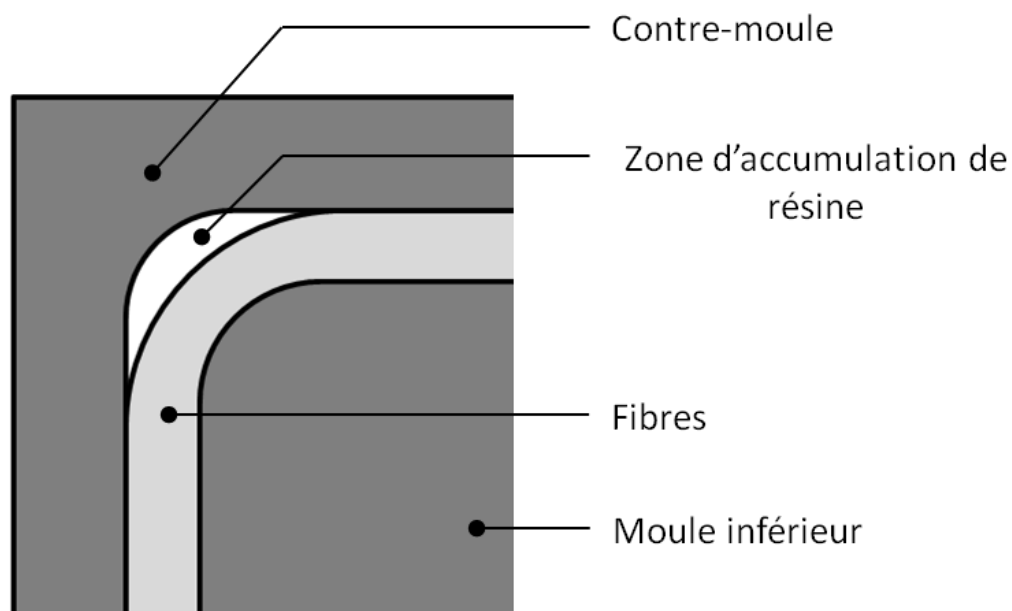


Figure 3-13 : Formation de l'accumulation de résine.

3.2.2.6 Bavures (« flash »)

Le « flash » (ou bavures de la résine) est un phénomène présent à chaque injection. Il s'agit de résine s'écoulant en dehors de la cavité et venant se placer entre les surfaces du plan du joint du moule. Il en résulte une bande de résine tout autour de la pièce tel qu'illustré sur la Figure 3-14, dont l'épaisseur varie d'une zone plane à l'autre sur la pièce, mais conserve les mêmes tendances d'une pièce à l'autre.

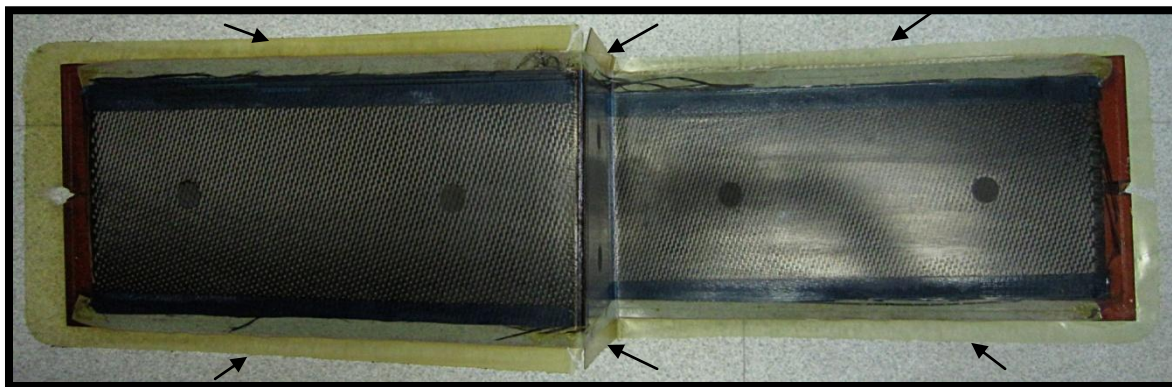


Figure 3-14 : Flash autour de la pièce (indiqué par les flèches).

L'épaisseur moyenne mesurée sur les bandes de flash de la partie supérieure est d'environ 0.17 mm, celles de la partie verticale de 0.28 mm et celles de la partie inférieure de 0.09 mm. Ces résultats donnent une indication sur la manière dont le moule se ferme. D'une part, l'ajustement des deux parties du moule est meilleur sur la partie basse. D'autre part, la partie verticale reste, malgré l'inclinaison du moule, la zone la plus difficile à mettre en contact. Ces différences ont pour conséquence une légère variation de l'épaisseur le long de la pièce. Enfin, si les effets du « *flash* » sur l'imprégnation des pièces sont peu clairs, son épaisseur reste suffisamment faible pour ne pas sembler perturber de manière significative le bon déroulement de l'injection. Toute méthode destinée à le supprimer a donc été abandonnée.

3.3 Procédure expérimentale adoptée

Compte tenu des différents points mentionnés plus haut, des difficultés rencontrées et des solutions apportées, une procédure de fabrication spécifique a pu être établie. La fabrication de toutes les pièces étudiées a donc été conduite selon la procédure suivante :

- dégazage de la résine (→ minimisation de l'inclusion d'air);
- dépôt des plis de renfort sec dans la cavité du moule inférieur entre les bandes de ruban à joint (→ limitation des effets de bord);
- fermeture du moule et chauffage jusqu'à la température de cuisson;
- application d'une force de maintien de 20 T par la presse sur le moule (→ étanchéité du moule);
- tirage du vide à -100 kPa dans le moule (→ minimisation de l'inclusion d'air);
- injection de la résine à pression constante dans la cavité du moule avec assistance du vide (→ minimisation de l'inclusion d'air);
- fermeture du tuyau d'évent dès la première arrivée de résine, application d'une pression constante de consolidation de 40 psi jusqu'à gélification ou polymérisation de la résine et arrêt du vide (→ minimisation de l'inclusion d'air, maximisation de l'imprégnation du renfort);

- arrêt de la pression de consolidation, du maintien en force de la presse et du chauffage du moule; refroidissement de la pièce à moule fermé durant une nuit (→ refroidissement lent et uniforme);
- ouverture du moule et démoulage de la pièce.

Note concernant le démoulage des pièces

Une fois suffisamment refroidi (température d'environ 40°C), le moule est ouvert et la pièce est démoulée. Celle-ci étant totalement cuite et refroidie, aucune contrainte supplémentaire ne peut se développer lors de cette opération. Toutes les pièces sont démoulées de la même manière. La partie supérieure de la pièce peut se soulever plus facilement que la partie inférieure, qui est bloquée par la paroi verticale du moule. Il est donc plus facile de saisir la pièce par sa partie supérieure, puis de la soulever délicatement afin de la libérer complètement du moule. D'ailleurs, du fait des contraintes agissant sur la pièce au niveau de ses angles, il n'est pas rare qu'elle se démoule par elle-même, comme l'atteste la Figure 3-15.

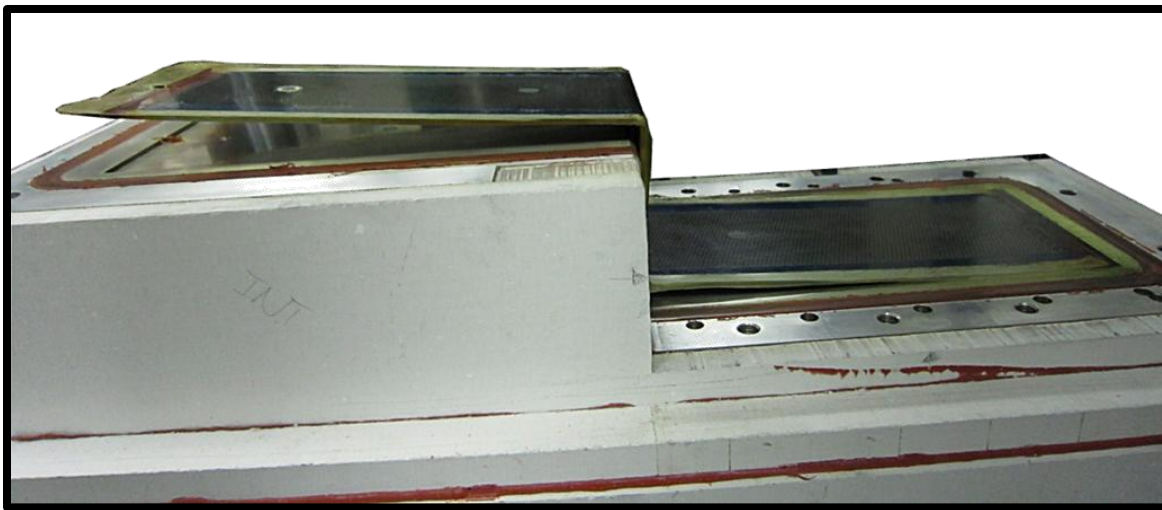


Figure 3-15 : Pièce en partie démoulée lors de l'ouverture du moule.

Comme on peut le voir sur la Figure 3-15, la partie supérieure de la pièce est déjà hors du moule et la partie inférieure ne tient que par le bout. Peu d'efforts sont donc nécessaires pour libérer

totale de la pièce. Ainsi, l'opération de démoulage s'effectuant en douceur lorsque plus aucune contrainte ne peut se développer dans la pièce, il est peu probable que ceci affecte la forme finale de celle-ci.

Montage expérimental

Une partie du montage expérimental est illustrée Figure 3-16. Ce montage est utilisé pour les injections à pression constante et à température ambiante. Une description de l'ensemble du montage expérimental est donnée à l'annexe 3.

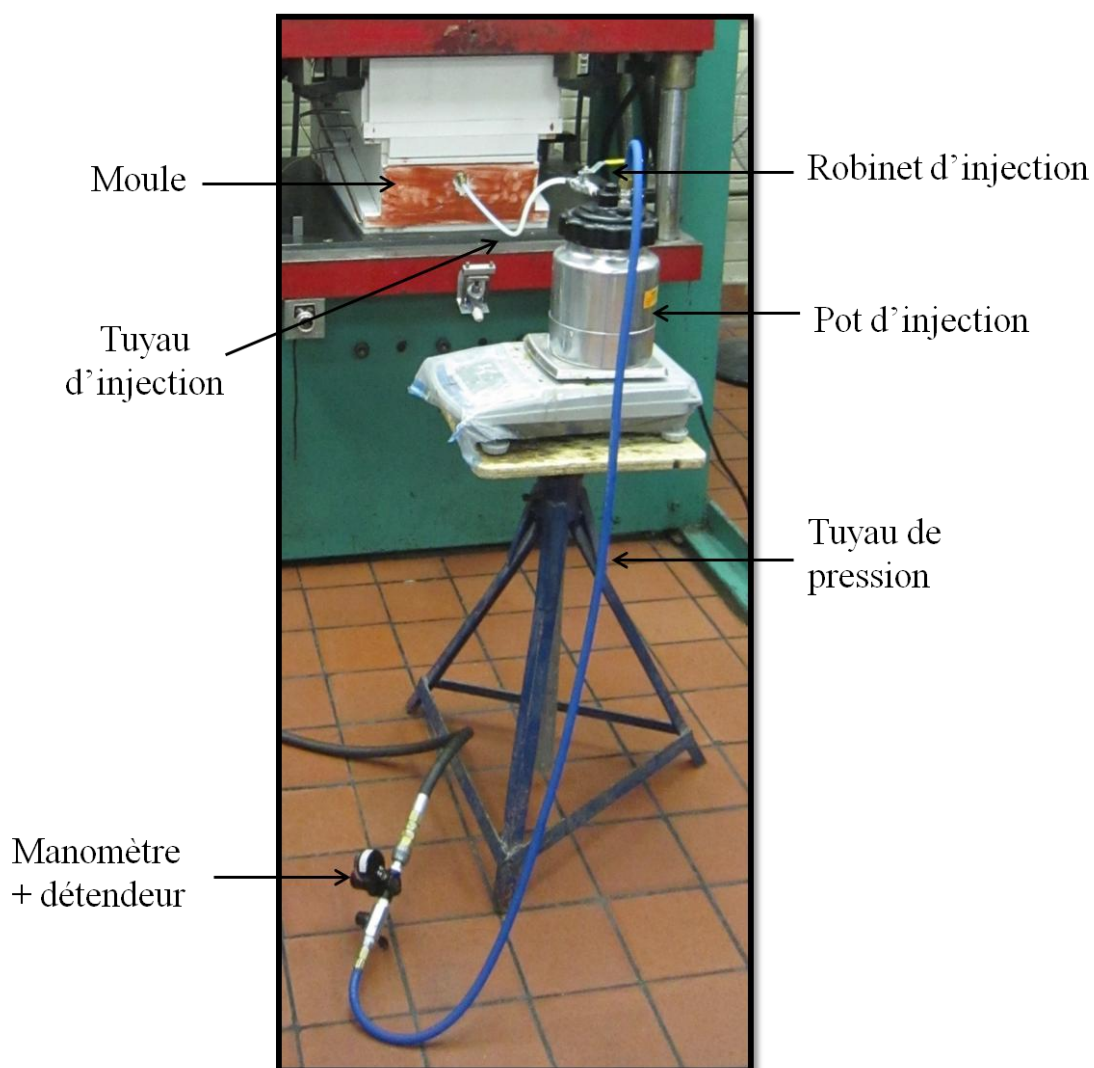


Figure 3-16 : Installation nécessaire pour une injection à pression constante.

Deux systèmes renfort-matrice différents ont été étudiés : un renfort unidirectionnel en fibres de verre et une matrice époxy de faible viscosité à température ambiante dans le premier cas; un renfort bidirectionnel en fibres de carbone et une résine époxy à faible viscosité une fois chauffée à 80°C dans le second cas. Pour chacun des deux systèmes, différentes températures de mise en œuvre et pressions d'injection ont été utilisées afin d'étudier l'influence des paramètres de fabrication sur la déformation des pièces après cuisson. Les pièces fabriquées pour l'étude sont présentées dans les deux sections suivantes.

3.4 Pièces en fibres de verre et résine époxy

3.4.1 Matériaux utilisés

Le premier lot de pièces étudié est composé d'un renfort quasi-unidirectionnel en fibres de verre de type E du nom de Saeruni et de marque Saertex. Le tissu, représenté à la Figure 3-17, possède environ 91% de ses fibres orientées à 0° (a) et 9% à 90° (b) afin de stabiliser la structure et de faciliter sa manipulation. Sa densité surfacique est de 955g/m².

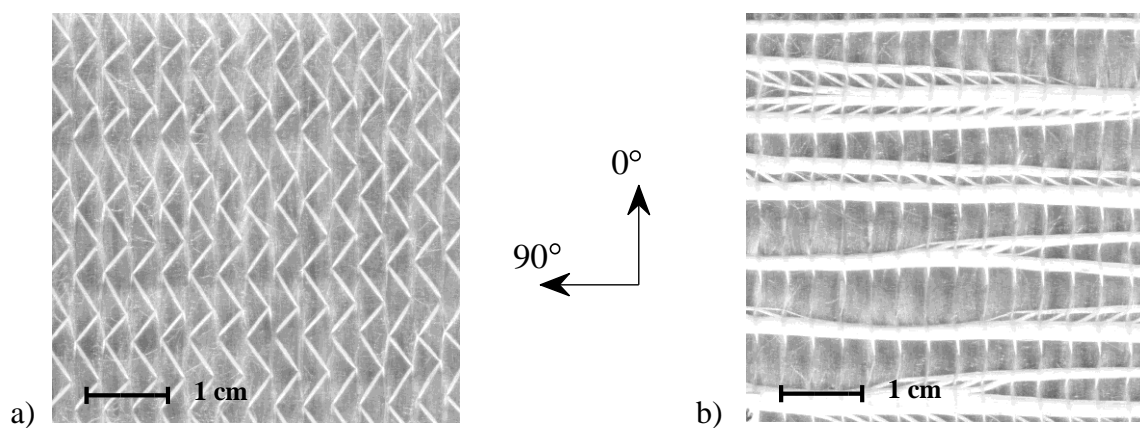


Figure 3-17 : Architecture du renfort en fibres de verre Saeruni : a) vue du dessus ; b) vue du dessous.

L'empilement est composé de quatre plis déposés à 0° dans le moule. La résine utilisée est la résine époxy DER383 de Dow Chemical. La formulation inclut également un durcisseur et un catalyseur dans les proportions suivantes :

- durcisseur : Méthyltétrahydrophthalique (MTHPA) (80 phr),
- catalyseur : 1,2-Diméthylimidazole + 2-Ethyl-4-Méthylimidazole (DMI/EMI) (1.5 phr).

La résine ainsi formulée nécessite une cuisson à haute température pour une polymérisation rapide. Elle peut être injectée à température ambiante avec une viscosité d'environ 0.9 Pa.s.

3.4.2 Plan d'expérience

Afin d'étudier l'influence des paramètres de fabrication sur la formation des contraintes résiduelles, plusieurs pièces ont été fabriquées en variant la température de cuisson ou la pression d'injection. Le Tableau 3-1 recense les différents paramètres de fabrication utilisés et le nombre de pièces réalisées pour chacun de ces paramètres. La pression d'injection indiquée est la pression absolue. Elle correspond à la pression imposée au niveau du pot d'injection (10 psi ou 30 psi selon les cas), ajoutée à la pression absolue que représente le tirage du vide (15 psi). Le Tableau 3-2 donne les temps de gel procédé et chimique de la résine aux températures étudiées.

Tableau 3-1 : Nombre de pièces réalisées pour les différents paramètres de fabrication

Pression d'injection absolue	Température de cuisson		
	100°C	130°C	150°C
25 psi	2	2	x
45 psi	2	2	1

Tableau 3-2 : Caractéristiques de la résine aux différentes températures étudiées

	100°C	130°C	150°C
Temps de gel procédé*	5 min 50 s	1 min 25 s	36 s
Temps de gel chimique	43 min 10 s	6 min	1 min 55 s

** Le temps de gel procédé est défini comme étant le moment où la viscosité de la résine a déjà suffisamment augmenté pour empêcher tout écoulement supplémentaire. Ce temps est lié au temps de gel de la résine, mais a lieu avant celui-ci. Dans les analyses effectuées, il est mesuré lorsque la pente de la viscosité de la résine augmente de 10%. Le temps de gel correspond au moment où la pente de la viscosité devient infinie.*

La pression de consolidation est maintenue 5 minutes pour les pièces mises en œuvre à 130°C et 150°C, 10 minutes pour une mise en œuvre à 100°C. La procédure détaillée suivie pour la réalisation de telles pièces, du découpage des fibres au démoulage et nettoyage du moule, est donnée à l'annexe 4.

3.4.3 Présentation des pièces fabriquées

Les pièces fabriquées sont réparties dans les trois tableaux suivants (Tableaux 3-3 à 3-5) selon leur température de cuisson. Pour chaque lot de pièce, les conditions de fabrication, le temps d'injection, l'épaisseur moyenne, le taux volumique de fibres théorique et le degré de polymérisation moyen atteint sont indiqués. L'épaisseur des pièces correspond à la moyenne des épaisseurs mesurées en 30 points distincts grâce à un micromètre numérique d'une résolution de 0.001 mm. Le degré de polymérisation a été déterminé par DSC. Noter que les pièces présentées ont été découpées pour permettre la mesure de leurs angles.

Tableau 3-3 : Pièces fabriquées à 100°C



Renfort	Tissu unidirectionnel fibres de verre (Saeruni)	
Empilement	4 plis orientés à 0°	
Résine	DER 383 (Époxy)	
Température de cuisson	100°C	
Pression du vide	-14.7 psi	
Pression d'injection absolue	25 psi	45 psi
Temps d'injection moyen	1 min 48s	1min 16s
Épaisseur moyenne	3.17 mm	3.19 mm
V_f théorique *	47%	47%
α moyen atteint	88.4 %	88.2%
Photo des pièces		

Tableau 3-4 : Pièces fabriquées à 130°C

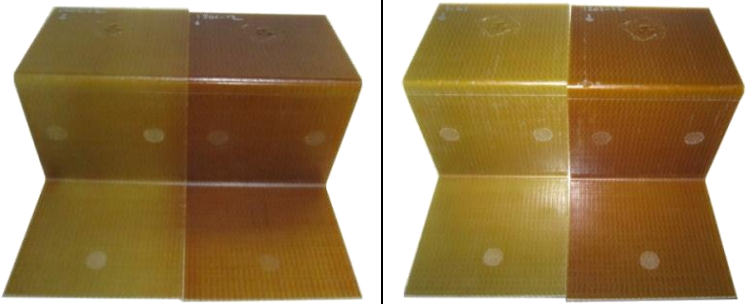

Renfort	Tissu unidirectionnel fibres de verre (Saeruni)	
Empilement	4 plis orientés à 0°	
Résine	DER 383 (Époxy)	
Température de cuisson	130°C	
Pression du vide	-14.7 psi	
Pression d'injection absolue	25 psi	45 psi
Temps d'injection moyen	1 min 44s	53s
Épaisseur moyenne	3.18 mm	3.14 mm
V_f théorique *	47%	47.5%
α moyen atteint	95.4 %	95.6%
Photo des pièces		

Tableau 3-5 : Pièce fabriquée à 150°C

Renfort	Tissu unidirectionnel fibres de verre (Saeruni)	
Empilement	4 plis orientés à 0°	
Résine	DER 383 (Époxy)	
Température de cuisson	150°C	Photo de la pièce 
Pression du vide	-14.7 psi	
Pression d'injection absolue	45 psi	
Temps d'injection moyen	40s	
Épaisseur moyenne	3.17 mm	
V_f théorique*	47%	
α moyen atteint	98 %	

* La fraction volumique de fibres théorique est calculée de la manière suivante :

$$V_f = \frac{n \times \rho_s}{e \times \rho_v}$$
 où n représente le nombre de couches du laminé (4), e l'épaisseur de la pièce, ρ_s la masse surfacique du renfort (970g/m²) et ρ_v la masse volumique des fibres de carbone (2.6 g/cm³).

La fraction volumique de fibres de différentes pièces a également été évaluée par pyrolyse selon les normes ASTM D792, D2584 et D2734. Les résultats indiquent une fraction volumique de fibres comprise entre 49% et 51%, ce qui est très proche de la valeur recherchée (50%).

La qualité des pièces présentées est jugée satisfaisante. La différence de couleur observée entre les pièces fabriquées à des températures différentes est due à la différence du degré de polymérisation. Plus la résine est polymérisée, plus sa couleur est foncée. Par ailleurs, la couleur particulièrement foncée de la pièce fabriquée à 150°C suggère une dégradation de la résine à cette température. C'est pourquoi une seule pièce a été fabriquée à cette température.

3.4.4 Observations majeures

Le découpage des bords a permis de mettre en évidence une zone d'accumulation de résine à l'extérieur des courbures, comme on peut le voir sur la Figure 3-18. Cette accumulation de résine n'est pas souhaitable car elle confère localement à la pièce de très mauvaises propriétés mécaniques (fraction volumique de fibres quasi-nulle). De plus, elle aura un impact sur la manière dont la pièce va se déformer. L'impact de la zone riche sur le retour d'angle sera étudié plus en détails dans le chapitre suivant.

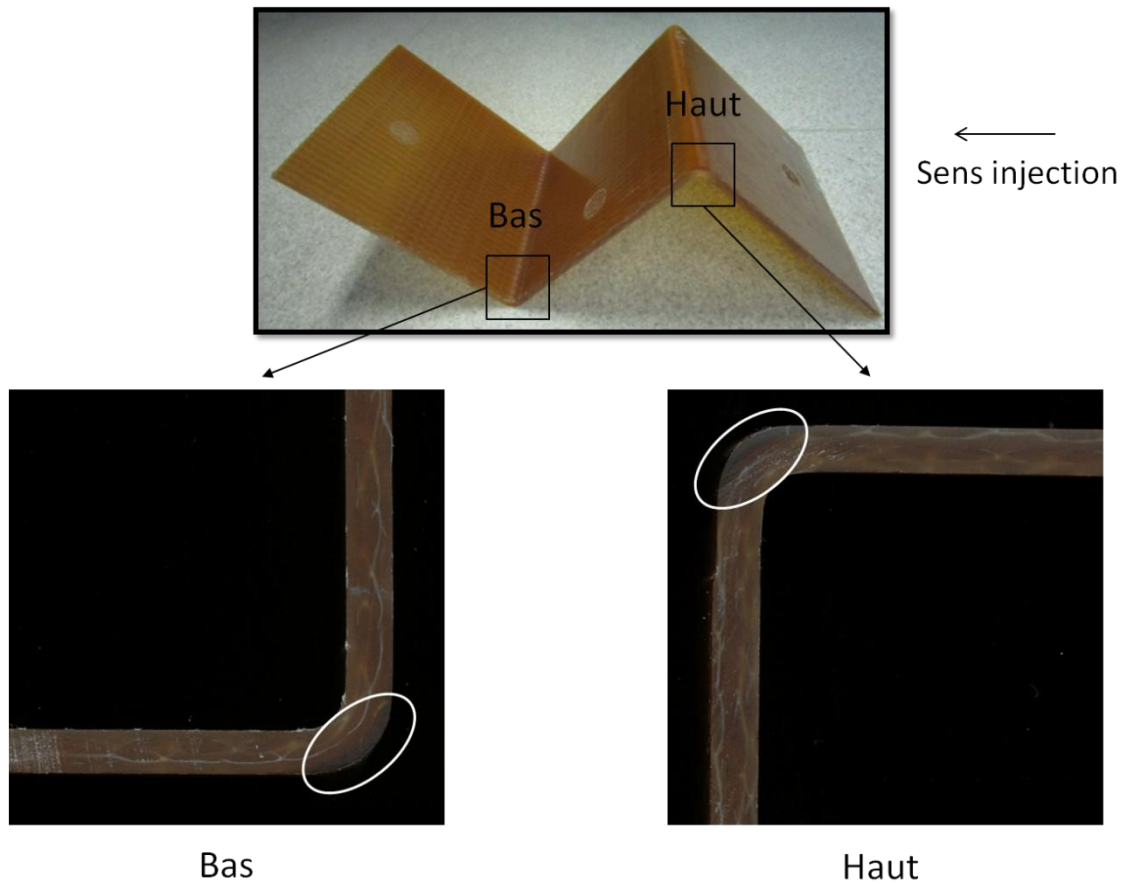


Figure 3-18 : Accumulation de résine à l'extérieur des angles de la pièce.

3.5 Pièces en fibres de carbone et résine époxy

3.5.1 Matériaux utilisés

Les pièces composites présentées ici sont composées d'un renfort bidirectionnel en fibres de carbone de marque Sigmatex. Le tissu, représenté sur la Figure 3-19, est un sergé x8. Sa densité surfacique est de 364g/m^2 .

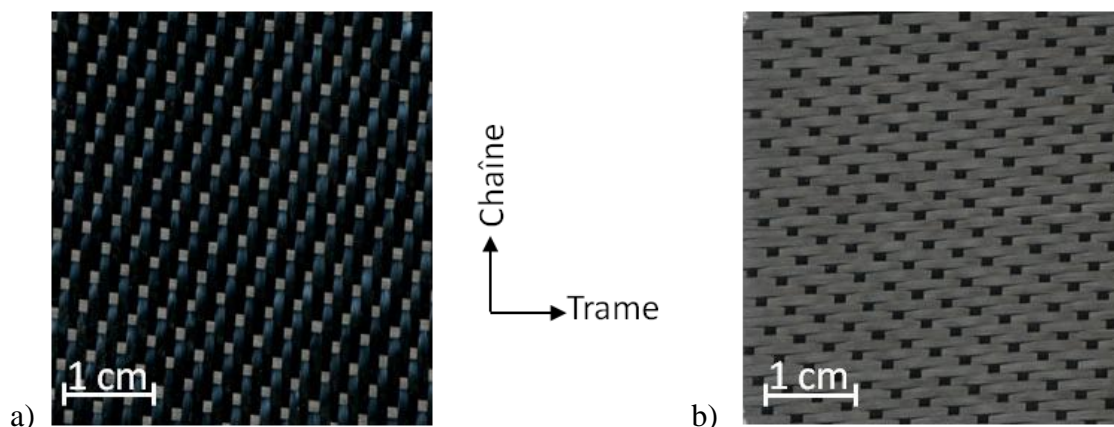


Figure 3-19 : Architecture du renfort en fibres de carbone Sigmatrix : a) vue du dessus ; b) vue du dessous.

L'empilement est composé de sept plis déposés dans le sens chaîne à l'intérieur du moule. La résine utilisée est l'époxy CYCOM 890 RTM de Cytec. Il s'agit d'une résine mono-composante spécialement conçue pour le procédé RTM et qui polymérise à haute température. Elle peut être injectée à 80°C avec une viscosité de 0.390 Pa.s et son cycle de cuisson typique dure deux heures à 180°C.

3.5.2 Plan d'expérience

Afin de garantir une différence notable entre les pièces, une température minimale de mise en œuvre de 160°C, correspondant à un temps de polymérisation de 4h, et une température maximale de 200°C, correspondant à un temps de polymérisation de 1h, ont été choisies. Ces choix ont été possibles grâce aux données cinétiques recueillies dans les travaux de Khoun [52]. Des pièces ont également été fabriquées selon le cycle de cuisson recommandé par le manufacturier, soit 2h à 180°C. Le Tableau 3-6 recense les différents paramètres de fabrication utilisés et le nombre de pièces réalisées pour chacun de ces paramètres. La pression d'injection indiquée est la pression absolue. Elle correspond à la pression imposée au niveau du pot d'injection (aucune ou 20 psi selon les cas), ajoutée à la pression absolue que représente le tirage du vide (15 psi).

Tableau 3-6 : Nombre de pièces réalisées pour les différents paramètres de fabrication

Pression d'injection absolue	Température de cuisson		
	160°C	180°C	200°C
15 psi	2	2	2
35 psi	2	2	2

Les injections réalisées à 35 psi permettent de doubler la vitesse d'injection par rapport à celles réalisées à 15 psi. Les pièces injectées à 160°C en tirant seulement le vide (pression absolue de 15 psi), représentent le scénario d'injection le plus lent, tandis que les pièces réalisées à 200°C avec une pression d'injection de 20 psi en plus du vide représentent un cas d'injection très rapide. L'idée est d'observer l'impact de l'injection sur la formation des contraintes résiduelles au sein de la pièce.

La durée d'application de la pression de consolidation varie selon la température de cuisson. À 160°C, la consolidation doit être maintenue durant au moins 4h, à 180°C, 2h et à 200°C, 1h. La procédure détaillée suivie pour la réalisation de telles pièces, du découpage des fibres au démoulage et nettoyage du moule, est donnée à l'annexe 5.

Cycle de température typique :

L'évolution de la température dans le moule, depuis l'injection de la résine jusqu'au refroidissement complet, a été enregistrée lors de la mise en œuvre d'une pièce à 180°C, grâce aux quatre thermocouples du moule (nommés G1 à G4) placés comme illustré sur la Figure 3-20. La phase d'injection est illustrée sur la Figure 3-21. On remarque une baisse de la température du côté du port d'injection (thermocouples G2 et G4), due au passage de la résine, plus froide, dans le renfort. Les thermocouples étant placés à 1 cm de la surface du moule, la baisse de température n'est pas immédiate, du fait de l'inertie thermique du moule. De leur côté, les thermocouples placés du côté de l'évent (G1 et G3) n'affichent aucun changement significatif de température.

Cela signifie qu'à ces positions, la résine s'est réchauffée et a atteint la température interne du moule. Les phases de cuisson et de refroidissement sont représentées sur la Figure 3-22.

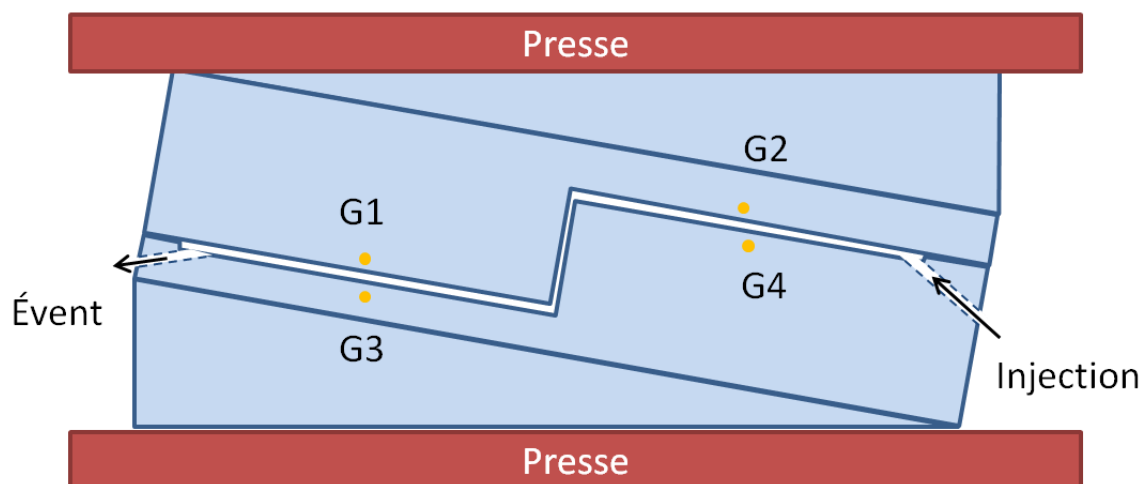


Figure 3-20 : Emplacement des thermocouples dans le moule.

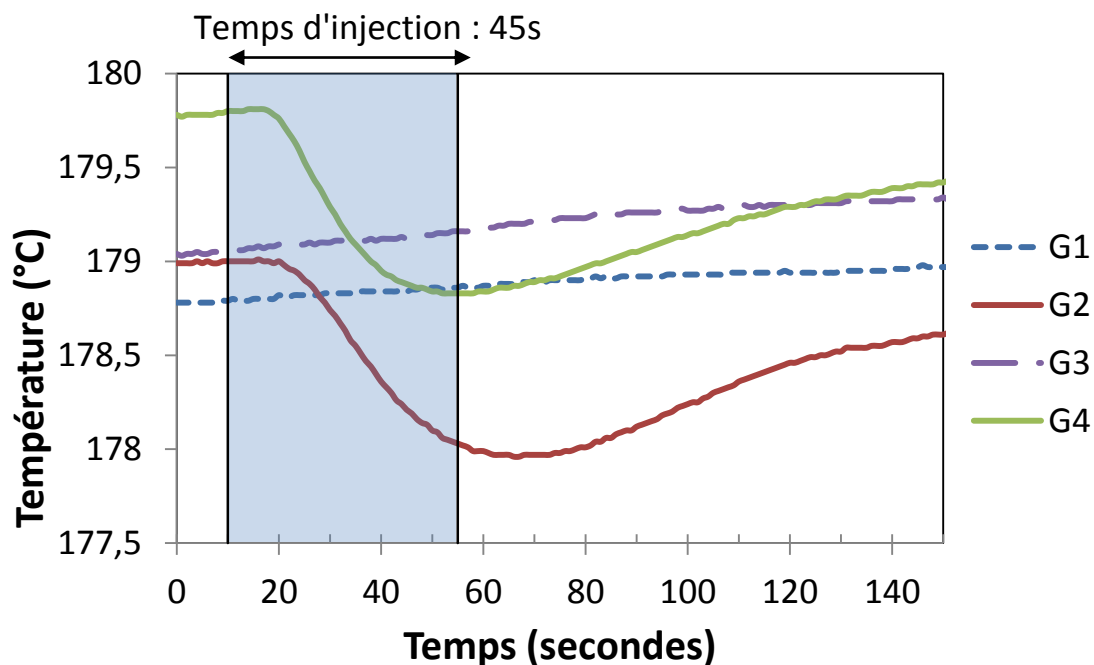


Figure 3-21 : Évolution de la température dans la cavité du moule durant l'injection.

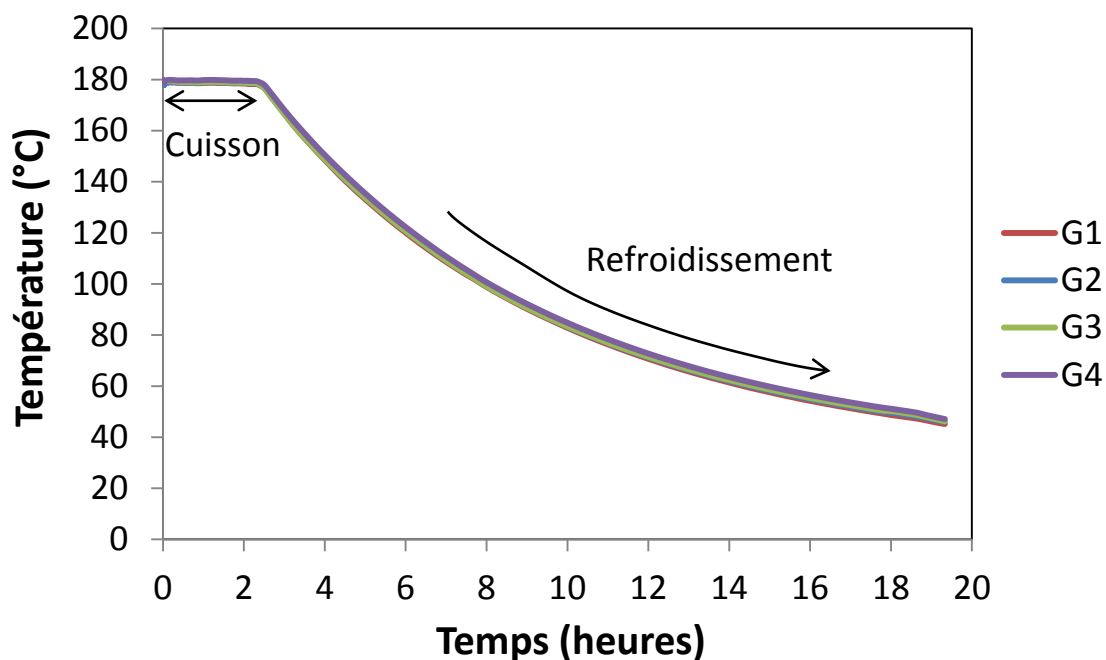


Figure 3-22 : Évolution de la température durant les phases de cuisson et de refroidissement.

Comme indiqué sur la Figure 3-22, la phase de cuisson à 180°C dure 2h, comme recommandé par le manufacturier. Aucun exotherme notable n'est observé durant cette phase. La vitesse moyenne de refroidissement du moule est de 8°C/h dans une pièce dont la température ambiante est d'environ 30°C. Il faut donc 17 h pour diminuer la température de 180°C à 45°C. On remarque par ailleurs que le refroidissement est uniforme le long du moule.

3.5.3 Présentation des pièces fabriquées

Le Tableau 3-7 recense les caractéristiques principales des pièces (temps d'injection, épaisseur moyenne, fraction volumique de fibres) pour chacun des paramètres de fabrication.

Tableau 3-7 : Caractéristiques principales des pièces

Renfort	Tissu bidirectionnel fibres de carbone (Sigmatex)					
Empilement	7 plis orientés dans le sens chaîne					
Résine	CYCOM 890 RTM (Époxy)					
Température de cuisson	160°C		180°C		200°C	
Pression du vide	-14.7 psi					
Pression d'injection absolue	15 psi	35 psi	15 psi	35 psi	15 psi	35 psi
Temps d'injection moyen	1 min 55s	1min 10s	1 min 09s	48s	1 min 04s	20s
Épaisseur moyenne	3.16 mm	3.14 mm	3.21 mm	3.13 mm	3.19 mm	3.14 mm
Vf théorique*	45.2 %	45.5 %	44.6 %	45.8 %	44.9 %	45.6 %
α moyen atteint	85.7 %	89.2 %	94.7 %	95.6 %	99 %	99.8 %

* La fraction volumique de fibres théorique est calculée de la manière suivante :

$V_f = \frac{n \times \rho_s}{e \times \rho_v}$ où n représente le nombre de couches du laminé (7), e l'épaisseur de la pièce, ρ_s la masse surfacique du renfort (364 g/m^2) et ρ_v la masse volumique des fibres de carbone (1.78 g/cm^3).

Les pièces fabriquées ne peuvent être distinguées les unes des autres contrairement aux pièces en fibres de verre qui laissent transparaître la couleur de la résine. Une seule pièce sera donc présentée pour illustrer son aspect visuel (Figure 3-23).



Figure 3-23 : Illustration d'une pièce carbone - époxy injectée à 35 psi et cuite à 200°C.

3.5.4 Observations majeures

Deux observations majeures peuvent être faites sur les pièces fabriquées. D'une part, on observe un gauchissement des parties planes. D'autre part, comme discuté précédemment, une zone d'accumulation de résine apparaît sur l'extérieur de la courbure de l'angle supérieur. Ces deux observations sont présentées ci-après.

Gauchissement des parties planes

Un gauchissement des parties planes est observé sur certaines pièces, comme illustré sur la Figure 3-24. Ce phénomène peut être dû au cisaillement du renfort lors de son dépôt dans le moule ou au glissement des plis lors de la fermeture du moule.

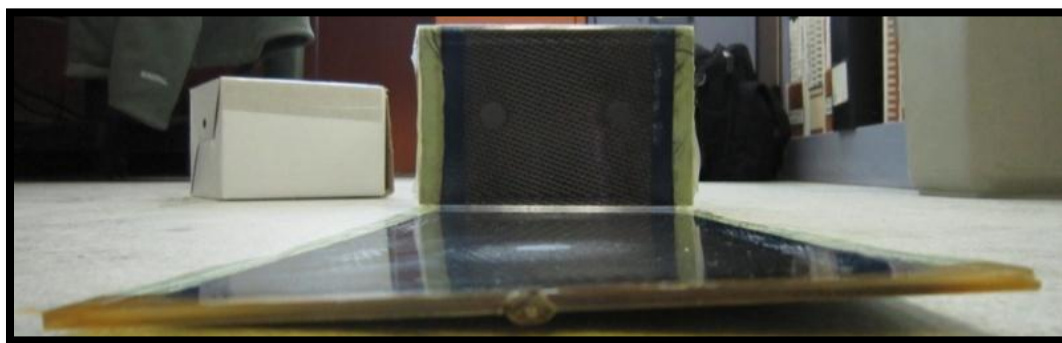


Figure 3-24: Gauchissement d'une partie plane.

Le positionnement des plis n'étant pas répétable à l'identique d'une pièce à l'autre, ce phénomène n'apparaît pas sur toutes les pièces. Par ailleurs, ceci ne semble n'affecter que les parties planes et non l'angle. Il ne sera donc pas pris en compte lors de l'analyse des déformations angulaires des pièces. Néanmoins il sera important de le considérer pour une analyse plus globale des déformations résiduelles.

Zones d'accumulation de résine

Une zone d'accumulation de résine est généralement présente sur la courbure externe de l'angle supérieur des pièces, comme on peut le constater sur la Figure 3-25. Une explication possible est liée à la souplesse du renfort de carbone utilisé, qui a la capacité de suivre, au moins pour les premiers plis déposés, la courbure du moule inférieur lors de sa mise en place. Par conséquent, les fibres prennent le rayon de courbure externe de l'angle du bas (Figure 3-26, (b)) (formée par le moule inférieur), ce qui n'est pas le cas pour l'angle du haut (Figure 3-26, (a)), où un espace se forme entre le renfort et le contre moule. Ceci donne donc lieu à une zone d'accumulation de résine, comme illustré précédemment sur la Figure 3-13.

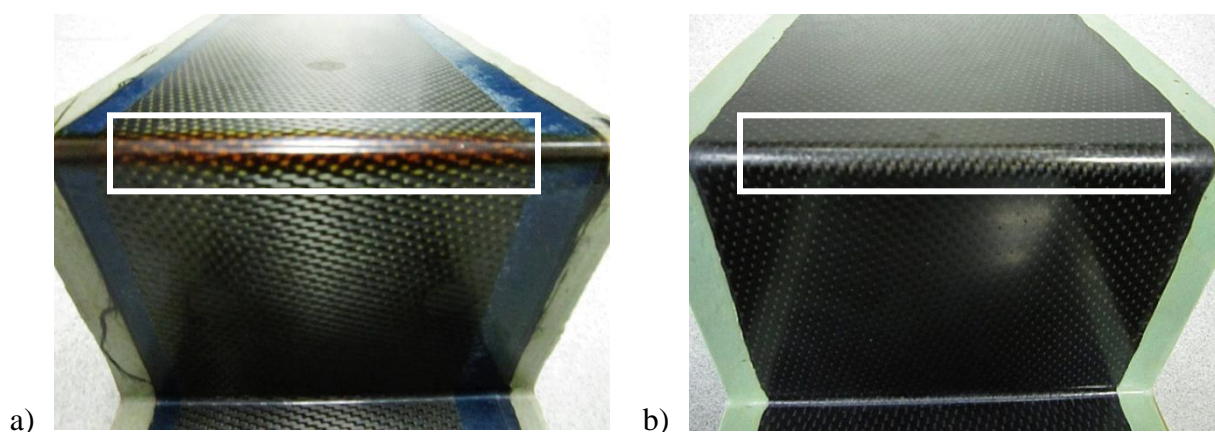


Figure 3-25 : Courbure extérieure des angles : (a) angle supérieur : zone riche en résine visible ;
(b) angle inférieur : aucune zone d'accumulation de résine visible de l'extérieur.

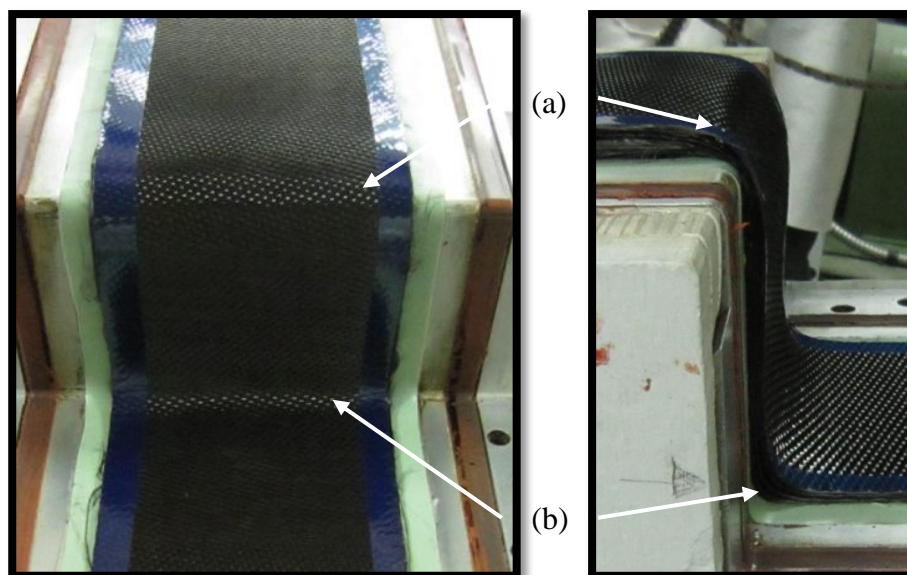


Figure 3-26 : Rayon de courbure pris par les plis de carbone : (a) angle supérieur (rayon pli du dessus $>$ rayon contre-moule) ; (b) angle inférieur (rayon plis du dessous \approx rayon moule inférieur).

Une coupe longitudinale a été effectuée sur une pièce, permettant ainsi d'étudier la distribution des plis au centre de celle-ci. La Figure 3-27, obtenue par numérisation de la coupe en question du côté du centre de la pièce, est représentative des observations réalisées sur la plupart des pièces. Dans l'angle supérieur, on observe une zone riche d'épaisseur mesurée 0.9 mm. Cela correspond à un rayon pris par les fibres de 7.1 mm environ, au lieu des 5 mm du moule. Cela résulte en une sous-épaisseur locale du renfort et donc une fraction volumique de fibres plus élevée. Intuitivement, la fermeture de l'angle à cet endroit sera donc moindre puisqu'il y a moins de résine. Par ailleurs, la contraction de la résine sur l'extérieur de l'angle aura pour effet d'ouvrir l'angle, allant donc à l'encontre du phénomène de retour d'angle. En revanche, au niveau de l'angle inférieur on retrouve localement une surépaisseur du renfort, qui donne un taux volumique de fibres plus faible et donc un retour d'angle potentiellement plus important. L'influence de la présence et de la taille de la zone riche en résine sur la déformation angulaire sera étudiée au chapitre suivant.

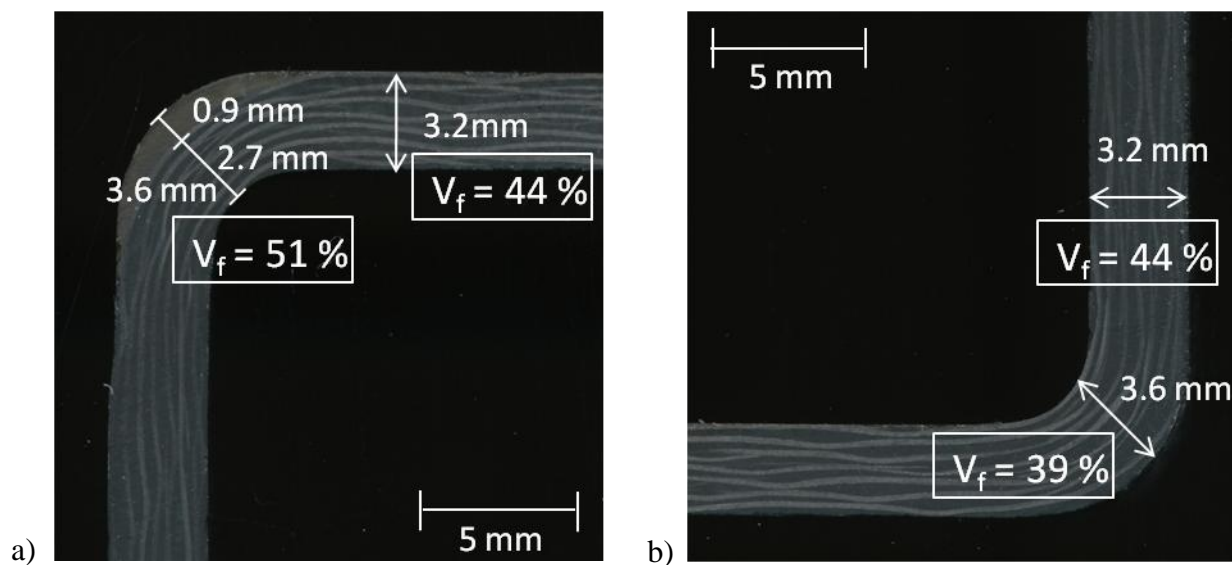


Figure 3-27 : Vue d'une coupe longitudinale d'une pièce en fibres de carbone : a) angle supérieur; b) angle inférieur.

3.6 Conclusion

La réalisation par RTM de pièces à haute performance et de géométrie complexe demande une compréhension poussée des mécanismes régissant l'imprégnation d'un renfort et une connaissance des difficultés de mise en œuvre reliées à ce procédé. Plusieurs pièces ont été nécessaires afin de mettre au point une procédure de fabrication adaptée aux pièces étudiées et atteindre une qualité satisfaisante. Néanmoins, certains défauts de fabrication comme les zones d'accumulation de résine n'ont pu être éliminés et feront l'objet d'une attention particulière lors de l'analyse de la déformation des pièces.

CHAPITRE 4 ANALYSE DES DÉFORMATIONS RÉSIDUELLES

Ce chapitre présente en premier lieu la méthode utilisée pour mesurer l'angle des pièces et évaluer ainsi leurs déformations. Par la suite, les résultats obtenus pour les deux types de pièces fabriquées (fibres de verre et de carbone) sont présentés et analysés de manière séparée.

4.1 Méthode de mesure de l'angle

Comme mentionné dans la revue de littérature, aucune méthode unifiée et reconnue n'existe pour mesurer l'angle d'une pièce courbe. Dans ce projet, une nouvelle méthode consistant en un traitement numérique de l'image a été mise au point. La méthode utilisée est simple et peu dispendieuse. Elle consiste à numériser la partie de la pièce présentant l'angle à étudier, puis à analyser l'image grâce à un programme de traitement d'image développé sur MATLAB. Les détails sur la procédure à suivre sont disponibles à l'annexe 6.

4.1.1 Acquisition de l'image de l'angle de la pièce

Les pièces étant trop longues pour entrer sur la vitre du scanner, leurs extrémités sont découpées à 10 cm à partir des angles à l'aide d'une scie à diamant. De la même manière, les bords sont ensuite découpés afin d'éliminer le ruban à joint et d'obtenir des bords nets. Cette étape est nécessaire pour permettre la mesure des angles. La surface des sections est ensuite polie avec un papier sablé en oxyde d'aluminium résistant à l'eau, avec un grain croissant de 320 à 600. Enfin, un scanner CANON CanoScan est utilisé pour la numérisation des côtés de la pièce. Les pièces sont numérisées avec une résolution de 600 pixels par point. Pour chaque pièce, les angles supérieur et inférieur sont numérisés des deux côtés de la pièce, ce qui donne quatre angles par pièce.

4.1.2 Traitement informatique de l'image et mesure de l'angle

Une fois l'image numérisée, elle est entrée dans un programme conçu sur Matlab. L'image couleur est transformée en image binaire (noir et blanc) afin d'utiliser une fonction de détection des frontières (Figure 4-1).

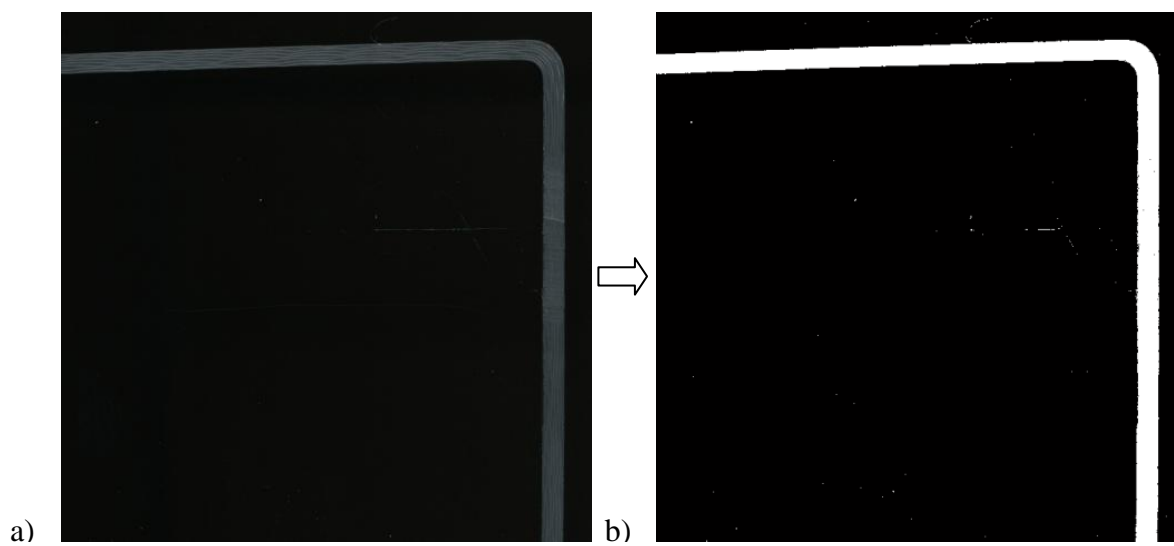


Figure 4-1 : Transformation de l'image couleur (a) en image noir et blanc (b).

Les pixels blancs représentent la pièce et les noirs, le fond. En cliquant sur l'image, l'utilisateur propose au programme quatre points de départ pour débiter la recherche des frontières sur l'intérieur et l'extérieur des deux bras composant l'angle (croix rouges sur la Figure 4-2). Le programme balaye alors l'image et identifie les bords de la pièce sur 800 points, comme illustré sur la Figure 4-2.

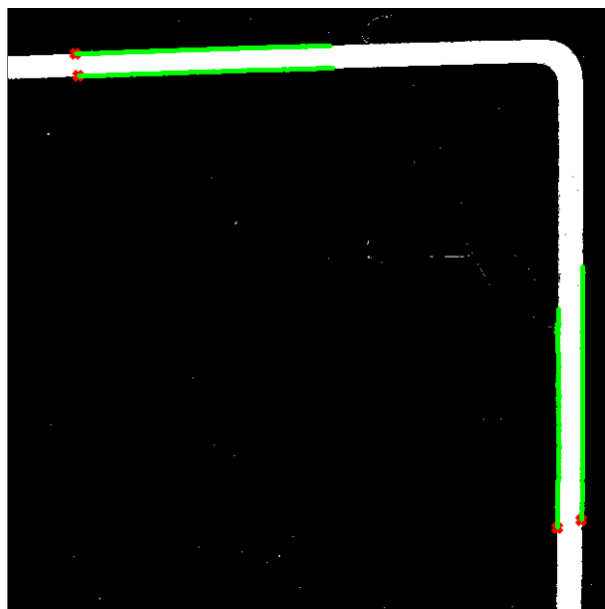


Figure 4-2 : Tracé des bords de la pièce.

Le programme effectue ensuite une régression linéaire pour chacune des frontières trouvées. Des parallèles à chaque droite interpolée sont tracées, ce qui crée quatre zones distinctes, comme illustré sur la Figure 4-3.

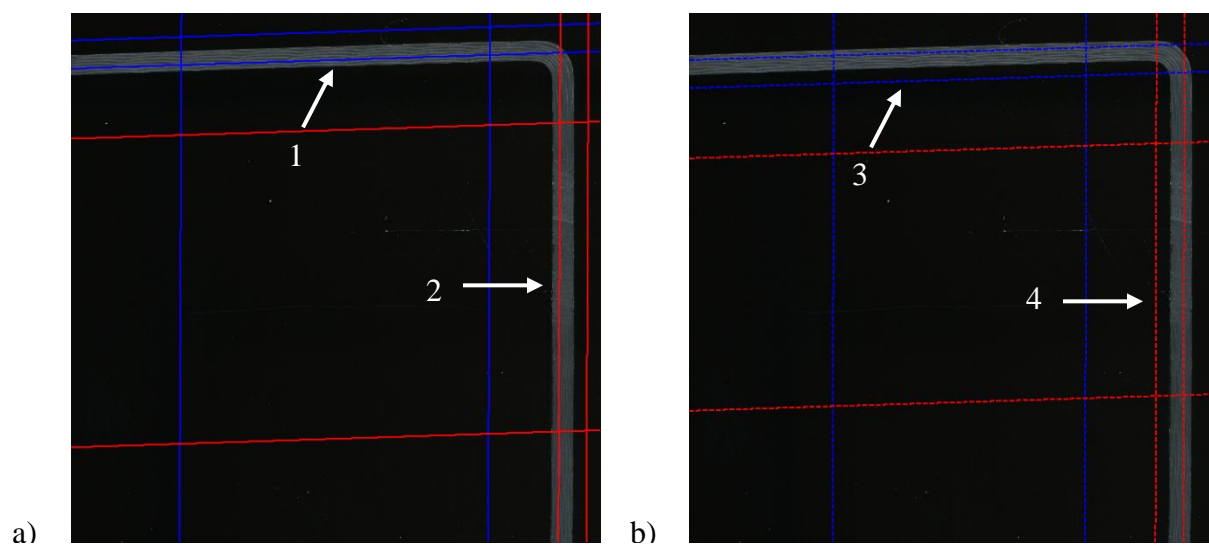


Figure 4-3 : Zones d'isolement extérieures (a) et intérieures (b).

Ces zones sont isolées une par une et une nouvelle détection des frontières est effectuée à l'intérieur de chacune d'entre elles. De nouvelles droites sont donc interpolées et le même processus est réitéré trois fois. Toute cette étape consiste à rendre la mesure de l'angle indépendante de l'utilisateur et identique à chaque lancement du programme pour une même image.

Une fois la dernière interpolation terminée, les angles externe et interne correspondent à l'angle formé par les deux paires de droites interpolées. La Figure 4-4 montre le résultat obtenu après le traitement d'image d'un des angles d'une pièce.

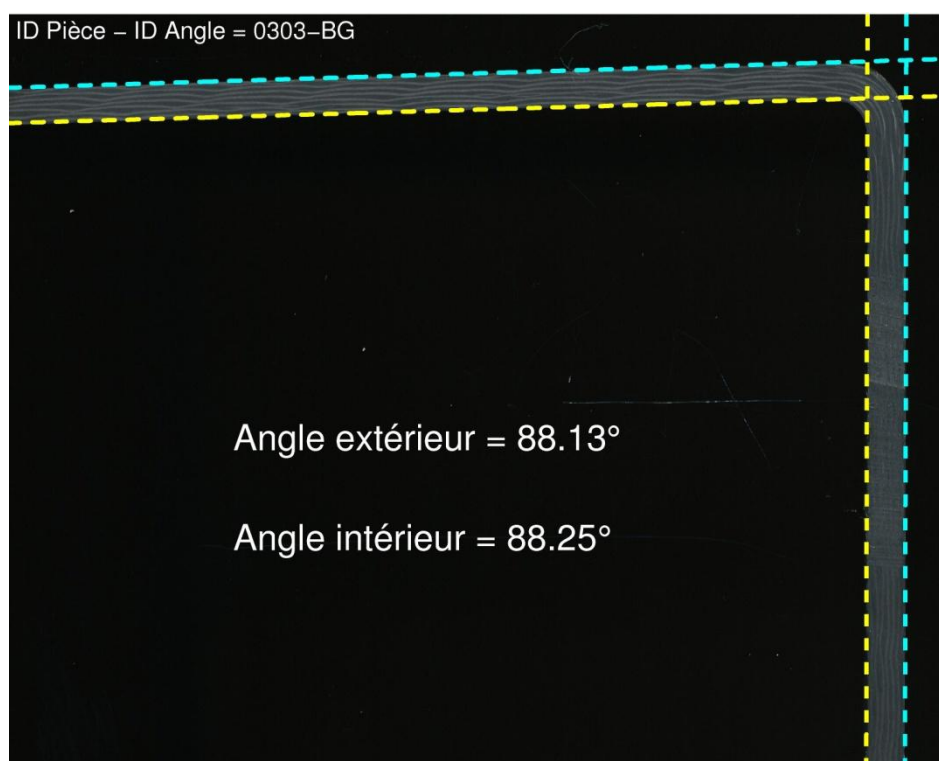


Figure 4-4 : Résultat de la mesure des angles suite au traitement de l'image.

Pour chaque angle, les valeurs externe et interne de l'angle sont calculées. Cela permet, lors du traitement des résultats, de comparer les parties de l'angle (interne ou externe) formées par la même moitié de moule (moule inférieur ou contre-moule). Cette donnée permet d'augmenter

l'exactitude des résultats présentés. À titre d'exemple, si l'on s'intéresse à la région de l'angle formée par le moule inférieur, il faut prendre la valeur intérieure de l'angle du haut et la valeur extérieure de l'angle du bas de la pièce (Figure 4-5).

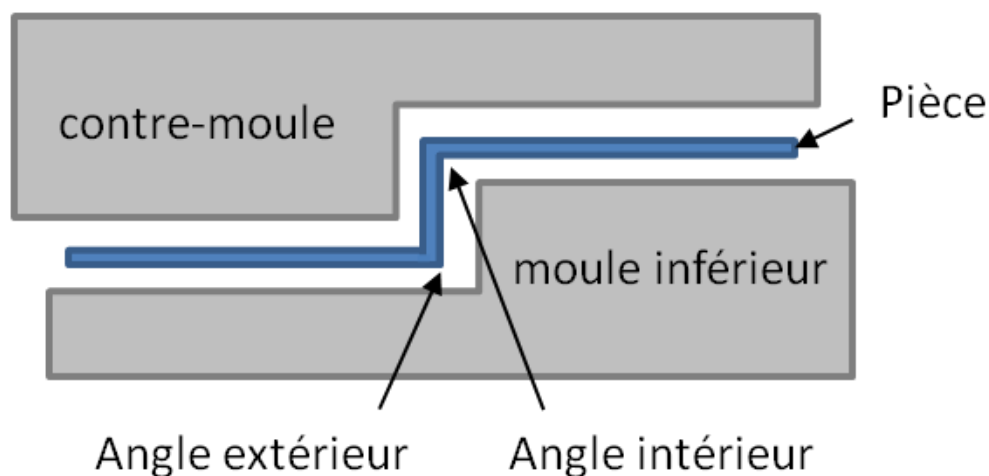


Figure 4-5 : Illustration des parties d'angle à considérer pour les angles formés par le moule inférieur.

4.1.3 Validation de la méthode

Afin de valider la justesse de la méthode développée, une équerre de charpenterie a été numérisée et analysée par le programme de traitement d'image. La Figure 4-6 montre le résultat obtenu. Les résultats indiquent des angles très légèrement inférieurs à 90° . Cette différence peut venir de l'équerre elle-même, qui peut ne pas être exactement à 90° , ou encore de l'interférence des graduations sur la détection des bords de la pièce. Quoi qu'il en soit, les valeurs obtenues sont suffisamment proches de la valeur attendue (90°) pour pouvoir considérer le programme développé comme valide.

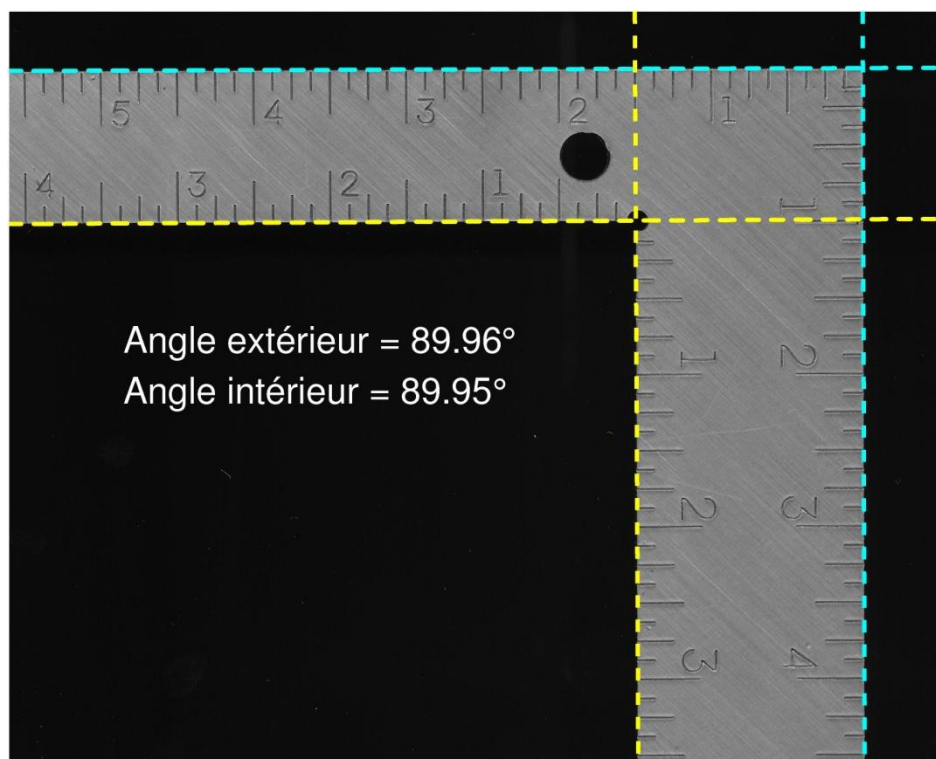


Figure 4-6 : Résultats de mesure de l'angle pour une équerre.

Aucun moyen pratique n'a été trouvé pour évaluer la fiabilité de la méthode utilisée. Néanmoins, nous nous sommes rendus compte qu'en modifiant certains paramètres du programme relatifs aux conditions permettant de délimiter les bords de la pièce, les résultats obtenus pouvaient varier de 0.05° à 0.1° . Par la suite, on considèrera donc que l'écart des mesures effectuées par rapport à la vraie valeur avoisine 0.1° .

Par ailleurs, afin d'étudier la variabilité liée à la numérisation de la pièce, l'angle d'une pièce a été numérisé dix fois d'affilée, en prenant soin de retirer la pièce de la vitre du scanner avant de l'y remettre. Les résultats ont révélé un écart-type entre les différentes manipulations proche de 0.01° pour les deux portions de l'angle. On peut donc en conclure que le positionnement manuel de la pièce sur le scanner, non répétable à l'identique d'une pièce à l'autre, n'influence pas de manière significative la mesure de l'angle. Cependant, afin de minimiser la variabilité expérimentale, les pièces sont toutes orientées de la même manière à l'aide d'une équerre

déposée sur le scanner (cf. annexe 6). La méthode développée est donc totalement indépendante de l'utilisateur et suffisamment juste pour permettre l'interprétation des résultats.

Par ailleurs, afin de s'assurer de la légitimité des comparaisons entre les angles du moule et ceux des pièces réalisées, ces premiers ont été mesurés à l'aide d'un rapporteur d'angle universel, possédant une résolution de 5 minutes d'angle ($\approx 0.08^\circ$). Les résultats indiquent deux angles de 90° pour le moule inférieur et deux angles de 89.9° pour le moule supérieur. Compte tenu de la justesse de l'outil et de la variabilité possible due à l'utilisateur, l'angle théorique avant déformation est fixé à 90° .

4.1.4 Erreurs possibles

Certains paramètres peuvent affecter l'exactitude des résultats. En effet, cette méthode dépend de la netteté des arrêtes des pièces. La présence de parasites susceptibles d'altérer la détection des frontières, tels que des fils de couture qui dépassent ou des poussières importantes, peut induire une erreur dans la mesure de l'angle. La Figure 4-7 illustre une telle source d'erreur.

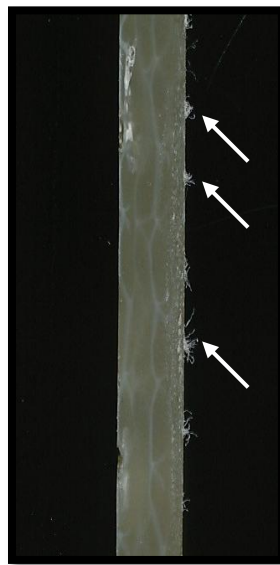


Figure 4-7 : Fils de couture qui dépassent de l'arrête.

Cependant, le programme utilisant des régressions linéaires, l'erreur devrait rester relativement faible, à moins d'un défaut majeur, auquel cas une redécoupe du bord et/ou un nouveau sablage pourraient s'avérer nécessaires.

Il peut également arriver que la numérisation entraîne des ombres sur l'image, notamment vers l'intérieur de la pièce. Si l'ombre est suffisamment importante, il se peut qu'elle soit prise en compte lors de la détection des bords. Dans ce cas, la seule solution est de numériser à nouveau la pièce en la déplaçant ou en changeant légèrement son orientation. Notamment, il s'est avéré que les numérisations dans le sens de la largeur de la vitre donnaient de meilleurs résultats que celles réalisées dans le sens de la longueur, où des ombres apparaissent, comme on peut le constater sur la Figure 4-8. Suite à cette observation, toutes les numérisations ont été effectuées selon la largeur de la vitre du scanner, nécessitant alors une découpe des pièces à 10 cm des angles.

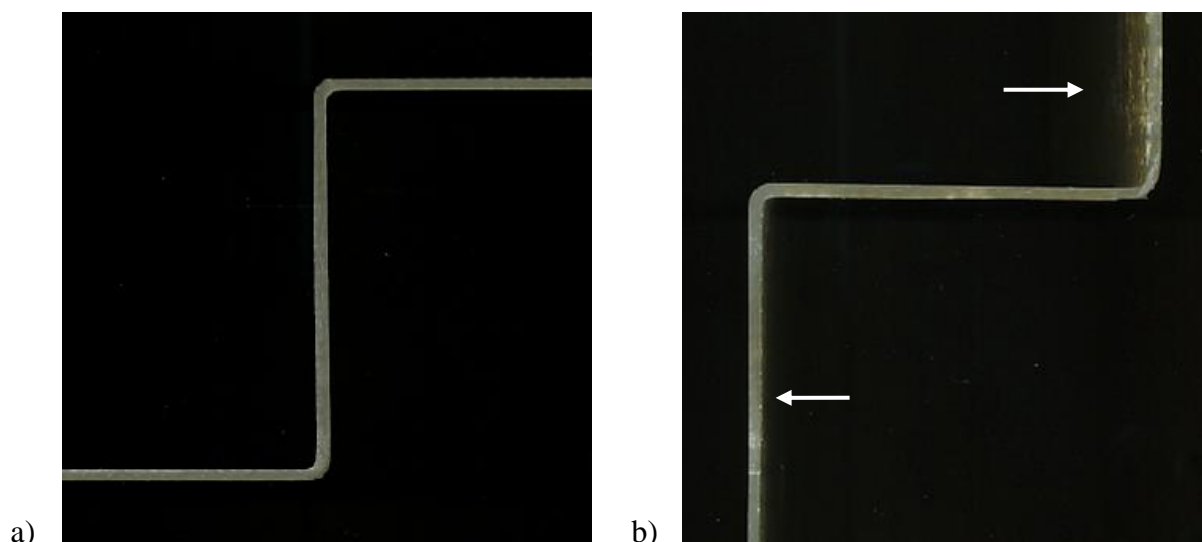


Figure 4-8 : Numérisation (a) selon la largeur de la vitre : aucune ombre visible ; (b) selon la longueur de la vitre : ombre sur l'intérieur des deux angles (indiquées par les flèches).

4.2 Résultats et analyse

Chacune des pièces réalisées a été numérisée, puis analysée. Les deux lots de pièces étant complètement différents par leur composition, ils seront analysés séparément. Tous les résultats bruts sont disponibles à l'annexe 7.

4.2.1 Fibres de verre – DER 383

4.2.1.1 Distorsion totale

Les quatre angles de chacune des neuf pièces fabriquées selon le plan d'expérience évoqué précédemment (Chapitre 3) ont été mesurés grâce au programme de traitement d'image. Sachant que pour un même paramètre de fabrication, deux pièces ont été réalisées (sauf dans le cas de la cuisson à 150°C), les résultats présentés correspondent à la moyenne et l'écart-type des valeurs obtenues pour chaque lot de deux pièces.

D'après les résultats obtenus, la différence entre l'intérieur et l'extérieur des angles est très faible, en moyenne inférieure à 0.1° (0.07°). Afin de ne pas surcharger le rapport, il a donc été décidé de n'étudier que la portion des angles moulée par la partie inférieure du moule. Les Figures 4-10 et 4-11 présentent le retour d'angle des pièces réalisées ($\Delta\theta_{total} = 90 - \theta_{pièce}$), selon leur côté gauche et droit, respectivement. À titre d'information, les différentes parties de la pièce sont nommées de la manière suivante (Figure 4-9) :

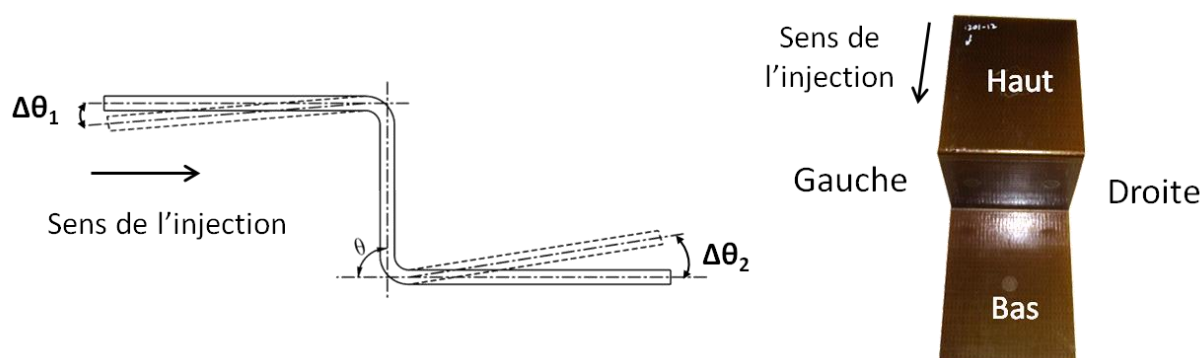


Figure 4-9 Convention d'appellation pour toutes les pièces.

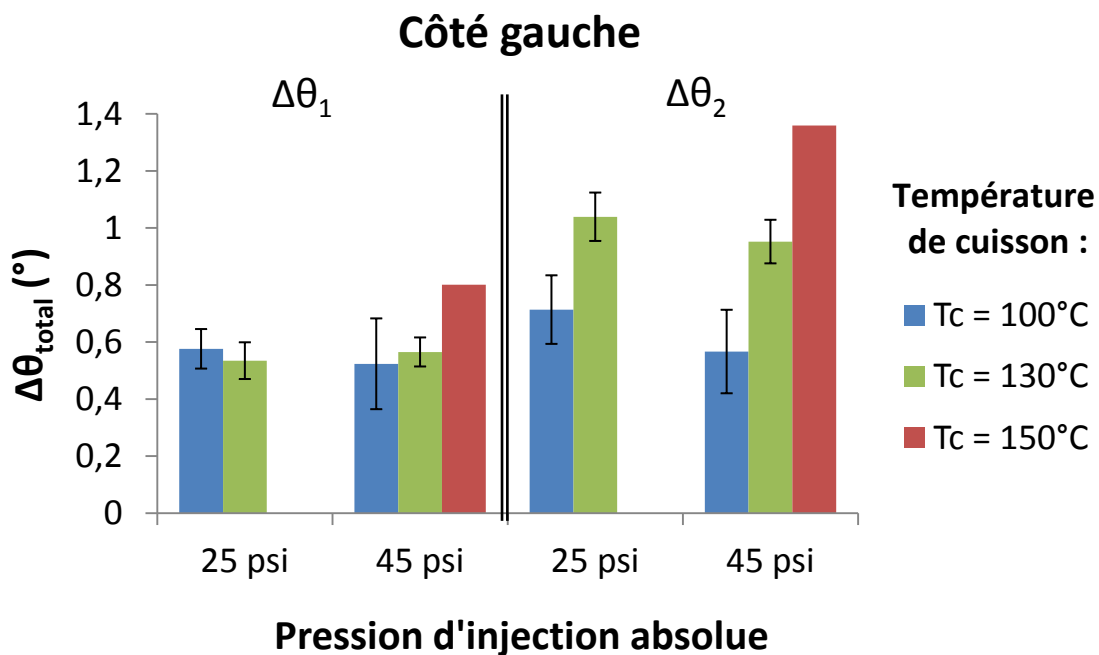


Figure 4-10 : Retour d'angle moyen sur le côté gauche des pièces en fonction de la température de cuisson et de la pression d'injection (fibres de verre et DER 383).

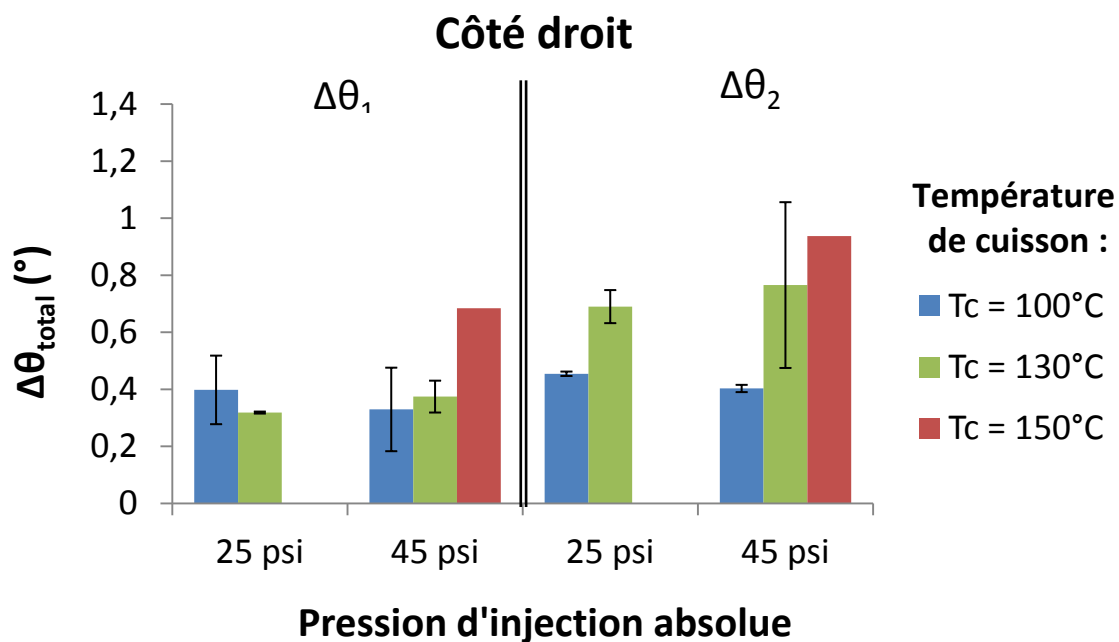


Figure 4-11 : Retour d'angle moyen sur le côté droit des pièces en fonction de la température de cuisson et de la pression d'injection (fibres de verre et DER 383).

4.2.1.2 Remarques générales

Le retour d'angle minimal mesuré de 0.2° est obtenu pour l'angle supérieur droit d'une des pièces fabriquées à 100°C , 45 psi. Le retour d'angle maximal mesuré de 1.4° est obtenu pour l'angle inférieur gauche de la pièce réalisée à 150°C , 45 psi. La moyenne de tous les écarts-types est de l'ordre de 0.1° , ce qui reste dans l'ordre de grandeur de la fiabilité de la méthode. Les pièces cuites à 100°C révèlent des angles tous très proches, quel que soit leur position sur la pièce et le paramètre de fabrication utilisé. En revanche, l'angle inférieur des pièces mises en œuvre à 130°C et 150°C se déforment davantage que leur angle supérieur (en moyenne 1.5 fois plus). Une différence moyenne de 0.2° est relevée entre les parties gauche et droite des pièces, où la partie gauche se déforme toujours davantage que la droite. Après observation des pièces, il semblerait que cela vienne de la découpe des bords de celles-ci. En effet, les bords droits sont presque toujours légèrement coupés en biais, contrairement aux bords gauches qui sont parfaitement droits. Cela peut induire une erreur lors de la numérisation des pièces et ainsi altérer la mesure de l'angle lors du traitement de l'image. Néanmoins, les tendances restent les mêmes des deux côtés.

4.2.1.3 Influence de la pression d'injection sur le retour d'angle

D'après les résultats présentés aux Figures 4-10 et 4-11, la pression d'injection ne semble pas influencer de manière considérable le retour d'angle. En effet, les différences observées entre les pièces injectées à 45 psi et celles injectées à 25 psi sont inférieures à 0.1° et les écart-types sont trop importants pour pouvoir en tenir compte. On a supposé qu'une diminution de la pression d'injection, et par conséquent de la vitesse d'injection, induit un gradient du degré de cuisson dans la pièce, ce qui aurait un effet sur le retour d'angle. N'observant pas un tel phénomène, il est possible que les pressions d'injection choisies soient trop proches pour pouvoir induire un historique de cuisson notablement différent entre les deux cas. Cependant, la résine polymérisant en quelques minutes seulement aux températures étudiées, il aurait été difficile de réaliser des injections plus lentes sans risquer une polymérisation précoce avant la fin de l'imprégnation totale de la pièce.

4.2.1.4 Influence de la température de cuisson sur le retour d'angle

L'évolution du retour d'angle avec la température pour une pression d'injection de 45 psi est représentée à la Figure 4-12. Les tendances observées sur cette figure sont semblables à celles obtenues pour les injections réalisées à 25 psi. Cependant, aucune pièce n'ayant été fabriquée à cette pression à 150°C, il est préférable d'analyser uniquement les résultats obtenus pour les injections à 45 psi.

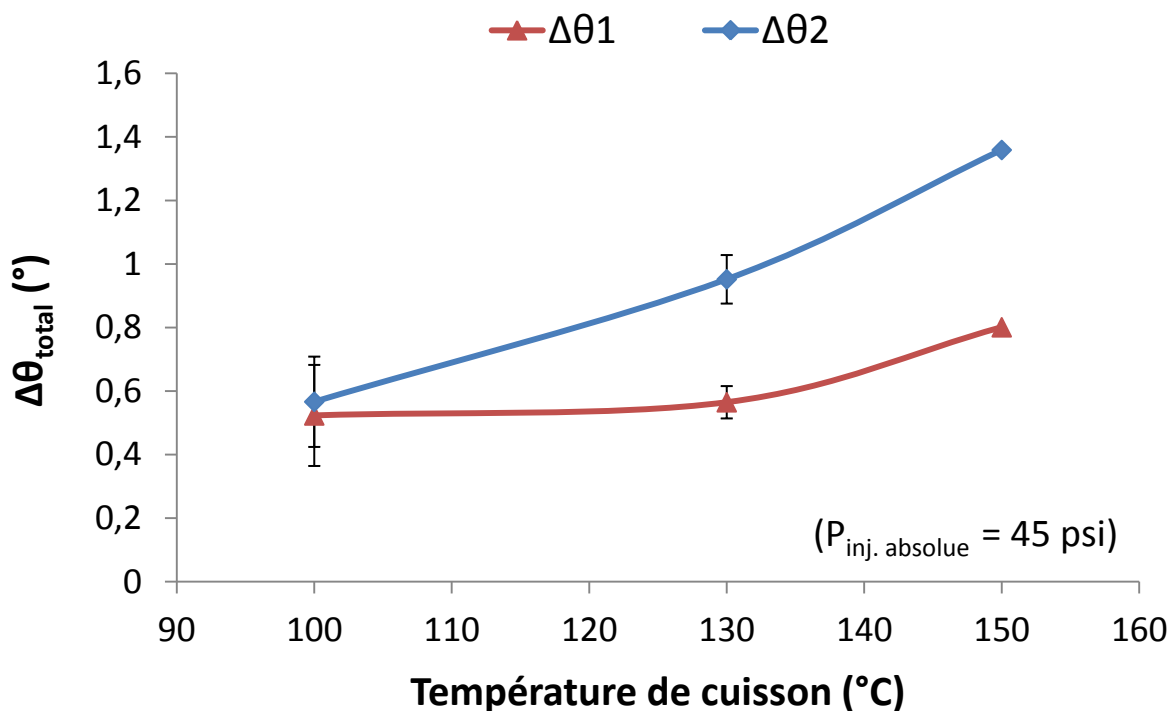


Figure 4-12 : Évolution du retour d'angle avec la température pour les pièces injectés à 45 psi.

L'augmentation de la déformation avec la température observée sur la Figure 4-12 est en accord avec les attentes. D'une part, une température de cuisson plus élevée induit davantage de contraintes thermiques, du fait d'un refroidissement plus important. On se souvient en effet de l'équation (2-5), dans laquelle le retour d'angle d'origine thermique est directement relié au changement de température ΔT subi par la pièce. D'autre part, l'élévation de la température de cuisson entraîne un degré de polymérisation plus élevé, donc un retrait chimique de la résine plus important. Ainsi, le retour d'angle total augmente avec la température de mise en œuvre.

Cependant, comme on peut le constater sur la Figure 4-12, l'élévation de la température influence davantage l'angle inférieur des pièces, dont le retour d'angle augmente d'en moyenne 0.13° à tous les 10°C , alors que l'angle supérieur évolue peu jusqu'à 130°C . À 150°C , la résine étant au-delà de sa température de transition vitreuse, son coefficient de dilatation thermique est alors 3 à 4 fois plus élevé qu'à l'état vitreux. Ceci peut expliquer l'écart obtenu pour l'angle supérieur lors du passage de 130°C à 150°C .

L'augmentation de la température de cuisson conduit également à une polymérisation plus rapide de la résine, ce qui peut mener à la formation d'un gradient de cuisson le long de la pièce. Ceci peut expliquer l'écart dans les déformations observées entre l'angle supérieur et l'angle inférieur des pièces. Afin de visualiser ce phénomène, la simulation du remplissage du moule a été réalisée à l'aide du logiciel PAM-RTM, pour une température de cuisson de 150°C et une pression absolue d'injection de 45 psi. Sur la Figure 4-13, est représenté l'état du degré de polymérisation à la fin de l'injection. Le temps d'injection donné par la simulation est proche de celui obtenu par l'expérience (32 secondes pour la simulation contre 40 secondes pour l'expérience). Les résultats obtenus par la simulation sont donc comparables à l'expérience. La différence observée peut venir des déviations possibles du front d'écoulement de la résine discutées précédemment. Selon les résultats présentés Figure 4-13, le degré de cuisson à la fin de l'injection est d'environ 10% au niveau de l'évent, alors qu'il est toujours proche de 0% à l'injection. Il y a donc un gradient de cuisson important le long de la pièce. L'angle supérieur et l'angle inférieur de la pièce n'ont pas la même histoire thermique, ce qui peut expliquer les différences observées au niveau du retour d'angle. Cependant, ce phénomène ne se produit que pour une température de cuisson de 150°C . En deçà de cette température, le gradient de cuisson dans le plan n'est pas significatif. L'analyse des pièces révèle par ailleurs des accumulations de résine de taille inégale entre les angles supérieur et inférieur. Ceci peut constituer un autre facteur expliquant les écarts de distorsion observés entre ces deux angles, pour toutes les températures de mise en œuvre.

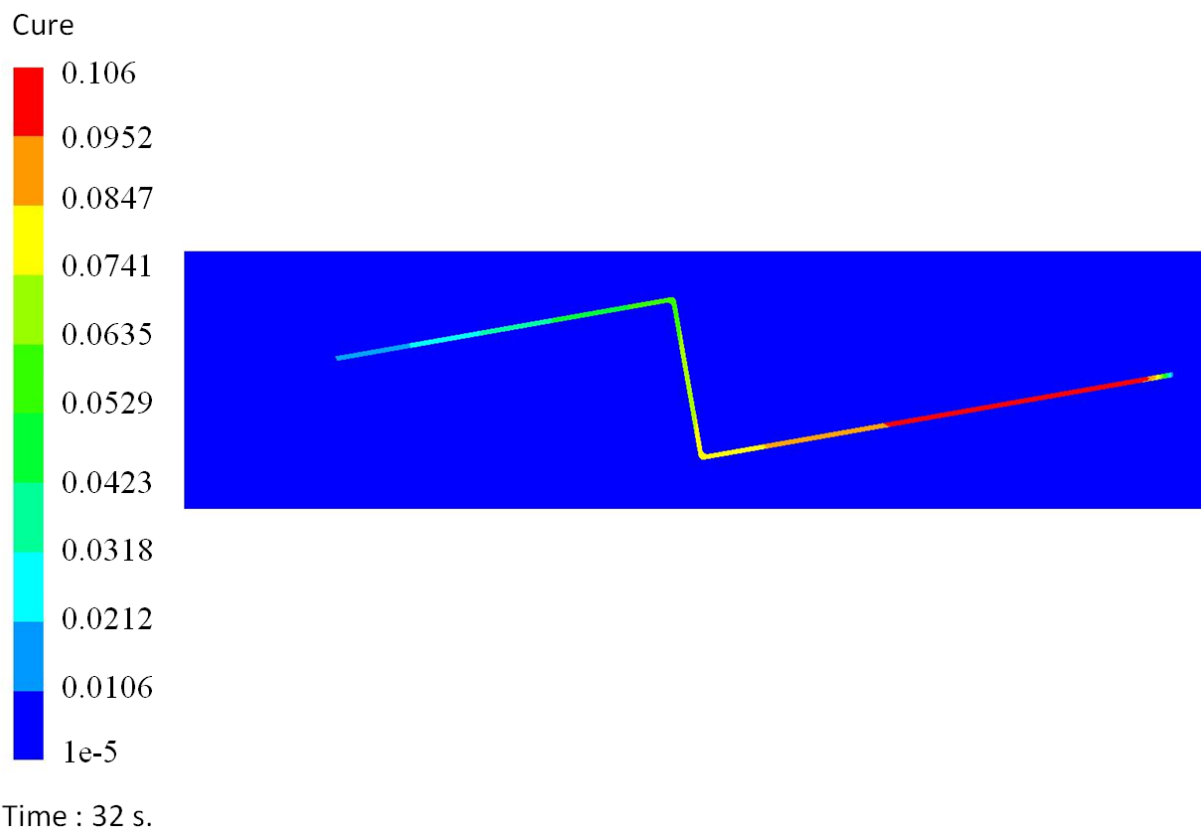


Figure 4-13 : Degré de cuisson le long de la pièce à la fin du remplissage, pour une température de cuisson de 150°C.

4.2.1.5 Influence de la zone riche en résine sur le retour d'angle

L'analyse des zones d'accumulation de résine permet d'expliquer certains écarts observés lors de la mesure des angles.

Écart-type élevé

La moyenne des écarts-types est de l'ordre de 0.1°. Cependant, les pièces fabriquées à 130°C, 45 psi se distinguent fortement des autres avec un écart-type avoisinant 0.3° pour l'angle inférieur droit. Une observation des bords des deux pièces met en évidence une différence notable dans la taille de la zone riche. Sur la Figure 4-14, l'angle inférieur droit des deux pièces est représenté et la zone riche est dessinée en blanc afin de la repérer plus facilement.

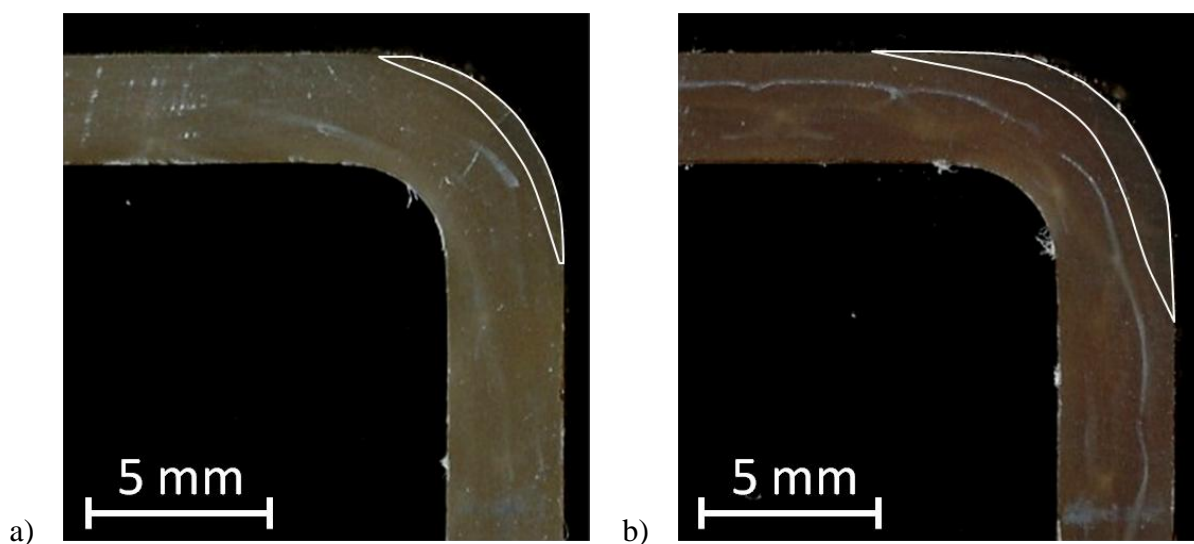


Figure 4-14 : Zone riche en résine sur l'angle inférieur droit des pièces fabriquées à 130°C, 45 psi : (a) taille zone riche ≈ 0.56 mm, $\Delta\theta = 0.97^\circ$; (b) taille zone riche ≈ 1.2 mm, $\Delta\theta = 0.56^\circ$.

Différence angle supérieur - angle inférieur

Comme évoqué précédemment, l'angle inférieur des pièces se déforme davantage que l'angle supérieur. L'écart le plus grand a été mesuré pour les pièces réalisées à 130°C, 25 psi. Ici encore, la différence de taille entre les deux zones riches observées est importante, comme on peut le constater sur la Figure 4-15. La taille de la zone riche située sur l'extérieur de la courbure a une influence sur la déformation finale de l'angle.

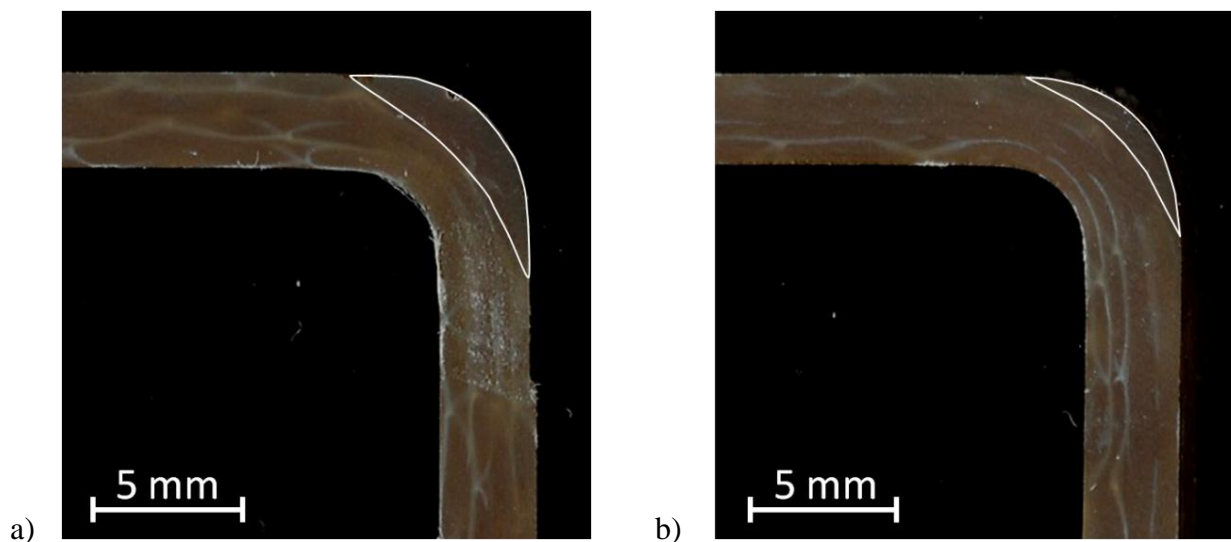


Figure 4-15 : Zone riche en résine sur une pièce fabriquée à 130°C, 45 psi : (a) angle supérieur droit (taille zone riche ≈ 1.6 mm, $\Delta\theta = 0.32^\circ$) ; (b) angle inférieur droit (taille zone riche ≈ 0.92 mm, $\Delta\theta = 0.73^\circ$).

Conclusion

L'évolution du retour d'angle selon la taille de la zone riche pour les cas précédents (Figure 4-14 et Figure 4-15) est tracée sur la Figure 4-16. Noter que les résultats présentés à la Figure 4-16 relèvent d'une simple observation visuelle des pièces, leur exactitude est donc limitée. Néanmoins ils révèlent l'existence d'un lien direct entre la taille de la zone riche et le retour d'angle de la pièce. Plus celle-ci est grande sur l'extérieur de la courbure, moins l'angle se referme. Cependant, comme évoqué précédemment, la présence de ce défaut n'est pas bénéfique, car il confère à la pièce de mauvaises propriétés mécaniques et induit très certainement une concentration de contraintes.

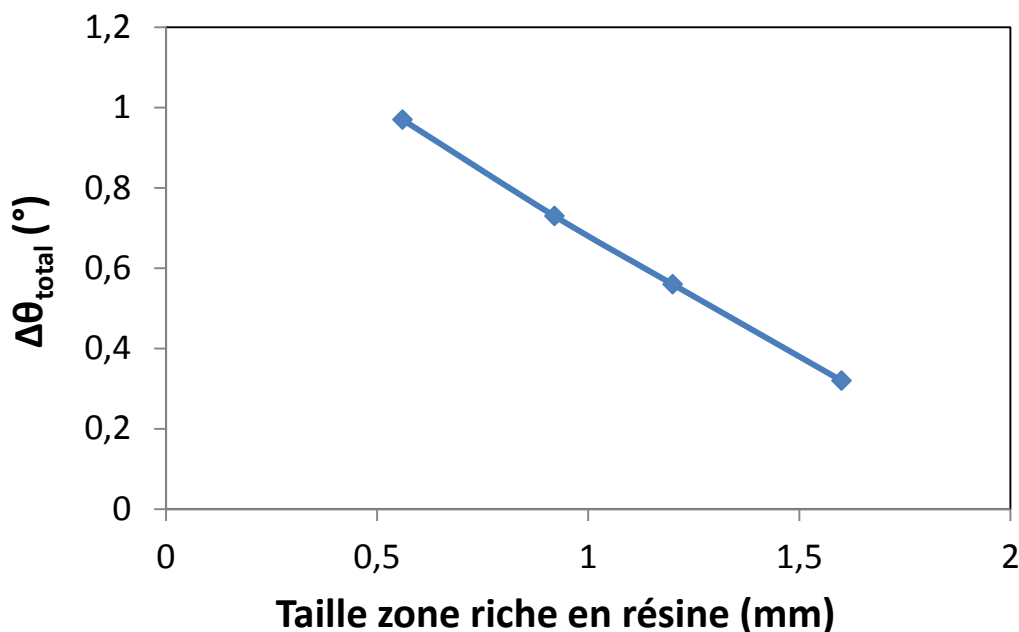


Figure 4-16 : Évolution du retour d'angle mesuré avec la taille des zones riches observées (uniquement pour une température de cuisson de 130°C).

Par ailleurs, la taille des zones riches n'est sans doute pas le seul facteur permettant d'expliquer les différences mesurées. Ne sachant pas exactement ce qui se passe au moment de l'imprégnation et de la cuisson de la pièce, il est difficile de prédire avec certitude la cause des déformations finales observées. Certains écarts peuvent également être dus à la variabilité intrinsèque du renfort ou encore à celle, plus certaine, des manipulations. En effet, comme on a pu le voir dans le chapitre précédent, le placement manuel des plis dans le moule n'est pas répétable à l'identique d'une fabrication à l'autre. Ceci peut donc être une source de variations, même pour les pièces réalisées avec des paramètres de fabrication identiques.

Dans la section suivante, la composante thermo-élastique du retour d'angle (i.e., le retrait d'origine thermique) pour le système résine-renfort étudié est prédite analytiquement. Ceci permet d'avoir une idée globale de la contribution du retrait chimique dans les pièces étudiées en comparant les résultats de la prédiction avec les valeurs expérimentales.

4.2.1.6 Prédiction analytique du retour d'angle thermo-élastique

Le retour d'angle thermo-élastique correspond à la part du retour d'angle liée à l'expansion et à la contraction thermique du composite. Cette composante $\Delta\theta_{CTE}$ peut être prédite de manière analytique grâce à la formule d'abord introduite par Nelson et Cairns [33], puis reprise par Radford et Diefendorf [45] :

$$\frac{\Delta\theta_{CTE}}{\theta} = \frac{(CTE_l - CTE_t)\Delta T}{1 + CTE_t\Delta T} \quad (4-1)$$

où ΔT représente le changement de température, CTE_l le coefficient d'expansion thermique dans le plan et CTE_t le coefficient d'expansion thermique à travers l'épaisseur.

CTE_t étant de l'ordre de $10^{-5}/^{\circ}\text{C}$, le dénominateur de l'équation (4-1) est très proche de 1 pour les changements de température étudiés. L'équation (4-1) peut donc être réécrite de la manière suivante :

$$\frac{\Delta\theta_{CTE}}{\theta} = (CTE_l - CTE_t)\Delta T \quad (4-2)$$

Le renfort étant supposé unidirectionnel, ces coefficients correspondent respectivement au CTE longitudinal (dans le sens des fibres) et transversal, et peuvent être estimés grâce aux expressions micromécaniques de Schapery [53] :

$$CTE_L = \frac{E_f CTE_f V_f + E_m CTE_m (1 - V_f)}{E_f V_f + E_m (1 - V_f)} \quad (4-3)$$

$$CTE_T = \frac{1+\nu_m}{1-V_f} CTE_m + \frac{1+\nu_f}{1-V_f} CTE_f V_f - CTE_L \nu_{LT} \quad (4-4)$$

avec

$$\nu_{LT} = V_f \nu_f + (1-V_f) \nu_m \quad (4-5)$$

où V_f représente la fraction volumique de fibres et E et ν sont respectivement le module de Young et le coefficient de Poisson des constituants. Les indices f et m représentent respectivement les fibres et la matrice.

Ainsi, en substituant les équations (4-3) à (4-5) dans l'équation (4-2), il est possible de prédire le retour d'angle d'origine thermo-élastique. Une telle prédiction ne dépend que du taux volumique de fibres et des propriétés des matériaux. Ces propriétés sont résumées dans le Tableau 4-1. Le coefficient d'expansion thermique de la résine est donné par sa fiche technique. Le coefficient de poisson et le module d'Young ont été pris de Drown et al. [54].

Tableau 4-1 : Propriétés de la DER 383 et du renfort en fibres de verre Saeruni (d'après [54])

	Résine	Fibres
Module d'Young (GPa)	3.09	73
Coefficient de Poisson	0.41	0.18
CTE ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	70	5

La Figure 4-17 donne les résultats de la prédiction analytique pour les trois températures étudiées. Ces résultats sont également comparés aux valeurs obtenues par l'expérience. Malgré des écarts-types élevés (liés principalement aux différences entre les angles supérieur et inférieur), on remarque que les valeurs expérimentales sont en moyenne deux fois plus grandes que les valeurs

prédites. En ne considérant que les retraits chimique et thermique comme sources de déformation angulaire, on peut estimer la part du retrait chimique pour ce système fibres de verre-époxy à environ 45% du retour d'angle global, ce qui est en accord avec ce que l'on peut trouver dans la littérature [45].

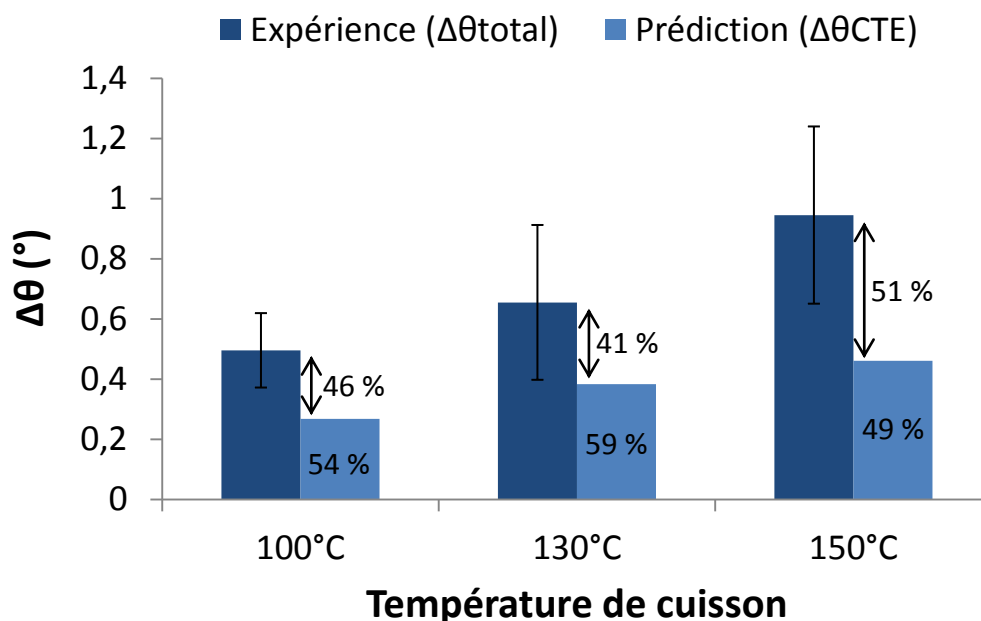


Figure 4-17 : Comparaison entre l'expérience et la prédiction du retour d'angle thermo-élastique.

4.2.1.7 Simulations numériques de l'influence de la zone riche en résine sur le retour d'angle

Un modèle d'éléments finis 2D d'une pièce composite en forme de L développé sur ANSYS a été utilisé. Un maillage typique par des éléments finis du cas général avec une région riche en résine sur l'extérieur de la courbure et une variation de l'épaisseur du coin dans la région composite est illustré Figure 4-18. La zone d'accumulation de résine est considérée comme un matériau élastique linéaire isotrope, alors que la région composite est modélisée par un matériau transversalement isotrope. Les coefficients d'expansion thermique et le module de Poisson sont calculés grâce aux équations (4-2) à (4-5). Pour davantage de détails, se référer à la thèse de Philippe Causse [47].

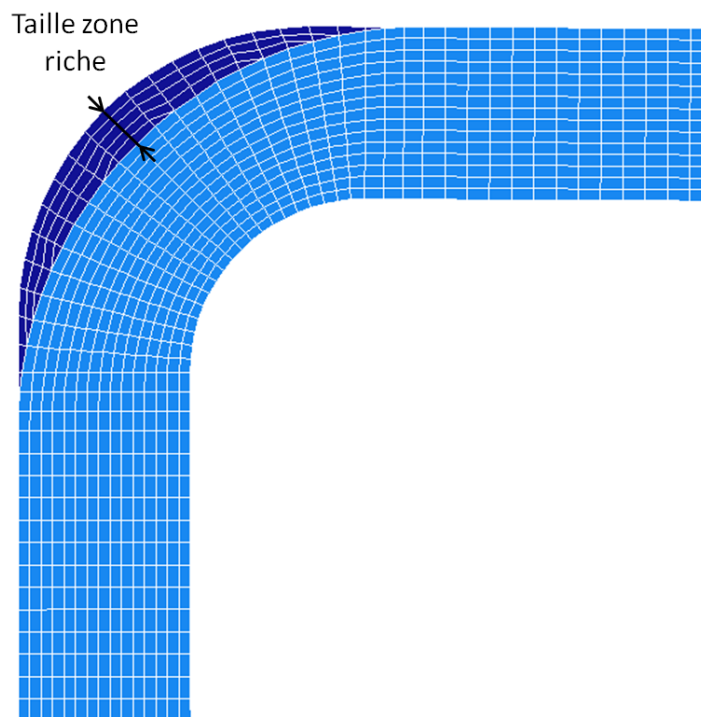


Figure 4-18 : Modèle éléments finis incluant une zone riche de 0.8 mm sur l'extérieur de la courbure (représentée par la couleur plus sombre).

Les régions de résine pure possèdent un coefficient d'expansion thermique plus grand que le reste du composite. Ainsi, lorsque la température change, ce type de défaut de fabrication influence la déformation de la structure en créant des zones de concentration de contraintes. Cet effet est illustré sur la Figure 4-19, qui compare lors d'un refroidissement uniforme de -100°C , la distribution de la contrainte longitudinale dans la zone de courbure pour un empilement parfait sans zone riche (a) et un empilement avec une zone riche sur l'extérieur de la courbure (b). Les deux cas présentés possèdent la même épaisseur, à savoir 3.17 mm (moyenne calculée sur toutes les pièces fabriquées), le rayon interne est de 3 mm et le rayon externe de 5 mm.

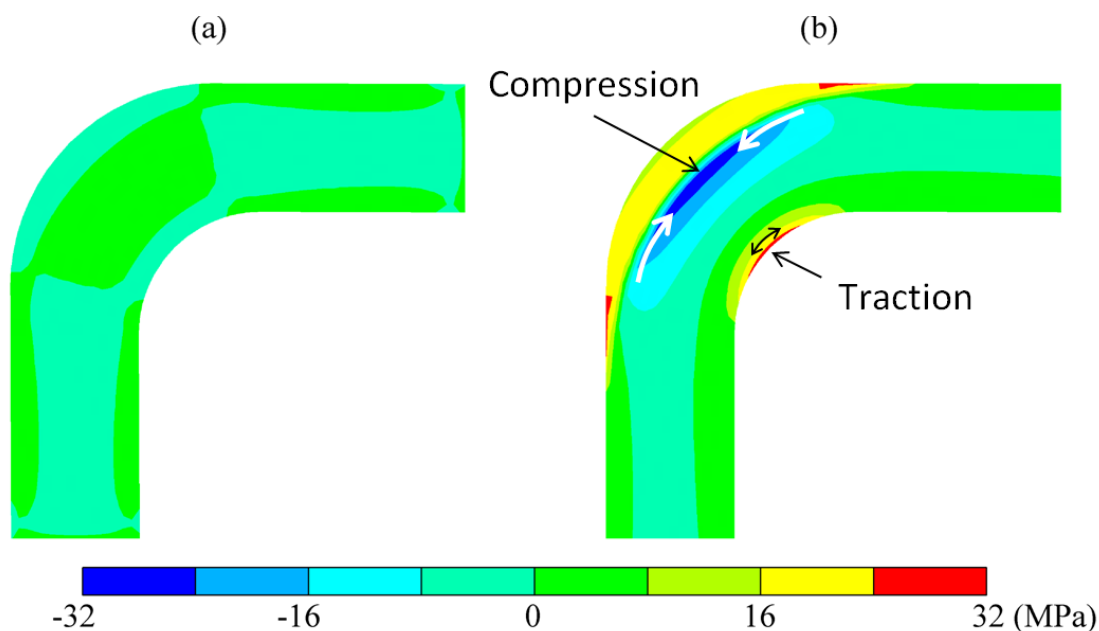


Figure 4-19 Prédiction de la distribution de contrainte longitudinale durant un refroidissement uniforme ($\Delta T = -100^{\circ}\text{C}$) : (a) empilement parfait ; (b) zone riche en résine externe de 1 mm (rayon fibres = 7.4 mm).

Comme on peut le voir sur le tracé des contours, une zone riche sur l'extérieur de l'angle introduit localement des contraintes de compression dans le composite, ainsi que de traction sur le rayon interne. Un tel défaut va donc modifier la réponse thermo-élastique de la structure en diminuant l'amplitude de la déformation.

Sur la Figure 4-20 est tracée l'évolution prédite par la simulation du retour d'angle thermo-élastique avec la taille de la zone riche en résine, pour les différentes températures étudiées. Comme on peut le constater, plus la zone riche en résine est grande, plus la composante thermique est faible, donc moins elle a d'effet sur le retour d'angle total. Ces résultats permettent donc d'expliquer la faible variation obtenue pour l'angle supérieur des pièces avec la température, où la zone riche s'est en général avérée bien plus grande que pour l'angle inférieur (de l'ordre du millimètre).

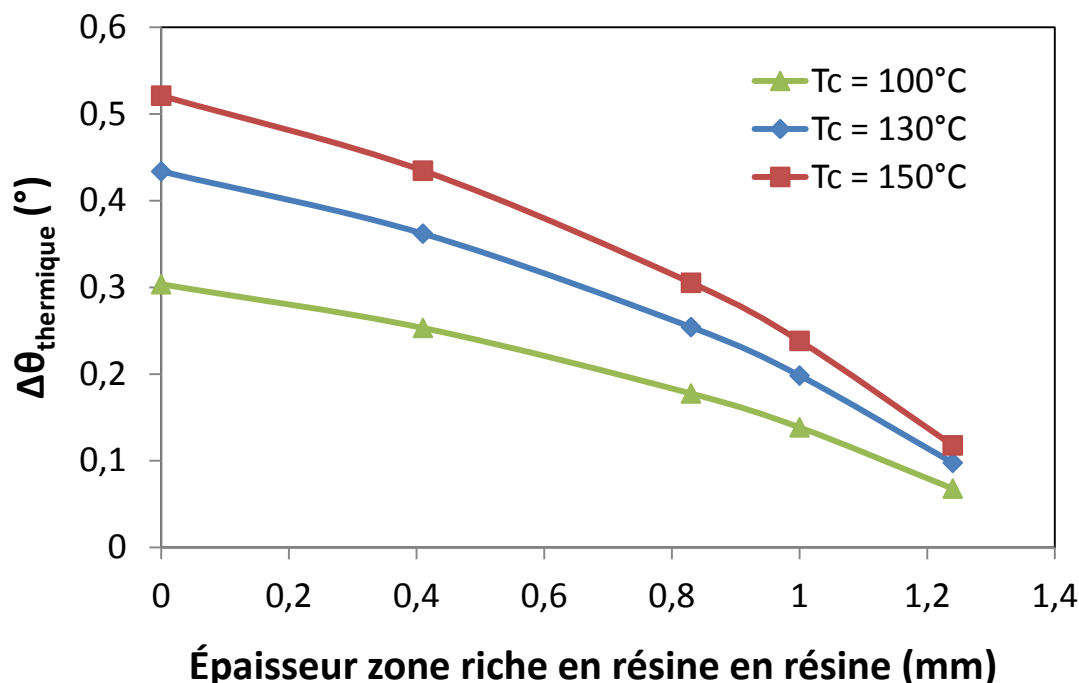


Figure 4-20 : Effet de la zone riche sur le retour d'angle d'origine thermique (simulation numérique).

Cependant, les résultats de la simulation présentés Figure 4-20 sont bien inférieurs aux résultats expérimentaux présentés Figure 4-16, comme l'atteste la Figure 4-21, où les deux types de résultats sont comparés. Deux observations majeures peuvent être effectuées sur la Figure 4-21. D'une part, le retour d'angle expérimental diminue plus rapidement avec l'augmentation de la taille de la zone riche en résine dans la simulation, et ce d'une manière quasiment linéaire. D'autre part, la déformation donnée par l'expérience est plus importante que celle donnée par la simulation. La première observation peut être attribuée à la fois à la précision limitée des analyses visuelles ayant permis d'obtenir les résultats expérimentaux, mais aussi à l'action d'autres phénomènes non pris en compte dans la simulation, tels que les contraintes résiduelles d'origine non thermiques. Ceci nous amène à l'explication de la deuxième observation. Comme nous l'avons illustré sur la Figure 4-17, la composante thermique calculée par la simulation ne représenterait que la moitié du retour d'angle total. Il est donc normal d'obtenir des déformations plus élevées lors des expériences. Un écart entre la théorie et l'expérience est également prévisible, dans la mesure où certaines simplifications sont effectuées pour pouvoir réaliser la

simulation. Par exemple, dans les simulations, le renfort est supposé unidirectionnel alors qu'en réalité 9% de ses fibres sont orientées à 90°. Cela peut être suffisant pour modifier l'état des contraintes dans la pièce.

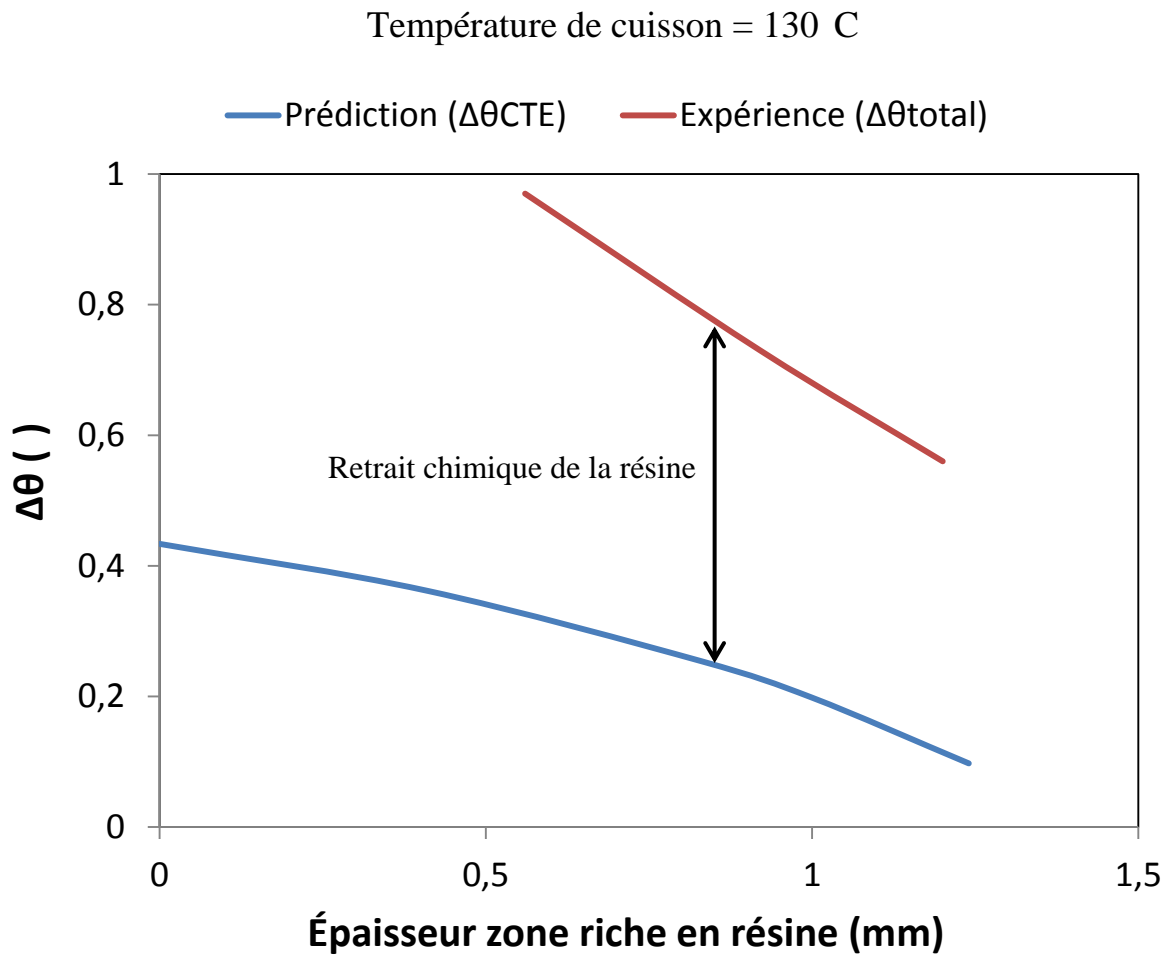


Figure 4-21 : Comparaison entre la simulation et l'expérience de l'évolution du retour d'angle avec la taille de la zone riche.

4.2.2 Fibres de carbone – CYCOM 890 RTM

4.2.2.1 Distorsion totale

Les quatre angles de chacune des 12 pièces fabriquées selon le plan d'expérience précédent ont été mesurés grâce au programme de traitement d'image. Sachant que pour un même paramètre de fabrication, deux pièces ont été réalisées, les résultats présentés correspondent à la moyenne et l'écart-type des valeurs obtenues pour chaque lot de deux pièces.

D'après les résultats obtenus, la différence entre l'intérieur et l'extérieur des angles est très faible, en moyenne inférieure à 0.1° (0.08°). Comme précédemment, seule la partie des angles formée par le moule inférieur sera étudiée. Les Figures 4-22 et 4-23 présentent le retour d'angle des pièces fabriquées ($\Delta\theta_{total} = 90 - \theta_{pièce}$), selon leur côté gauche et droit, respectivement. Les appellations ont été définies de la même façon que pour les pièces en fibres de verre (voir Figure 4-9).

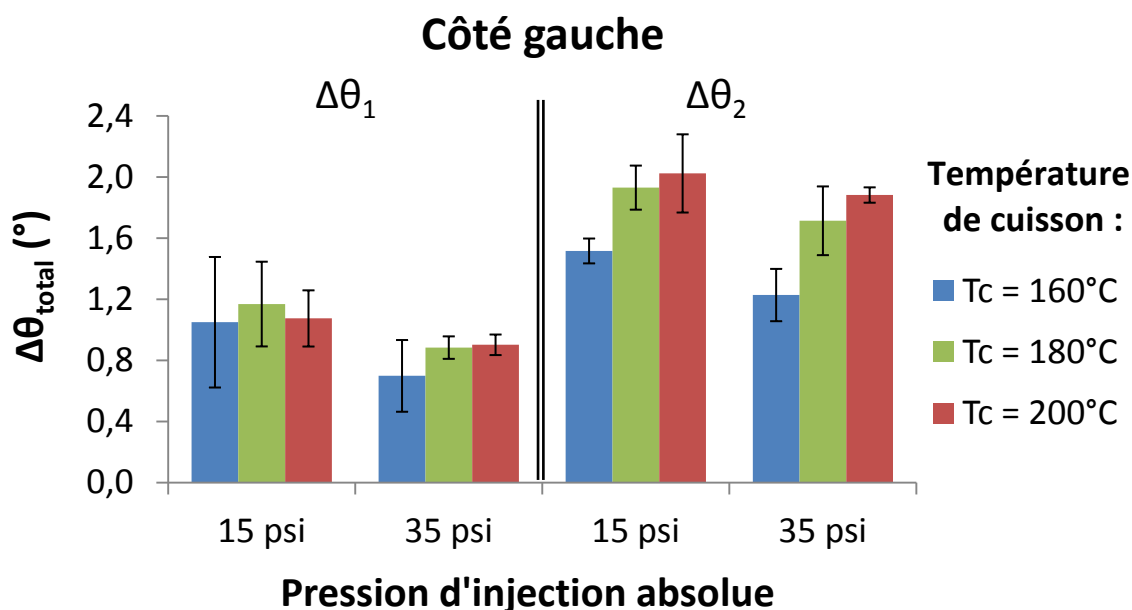


Figure 4-22 : Retour d'angle moyen sur le côté gauche des pièces, en fonction de la température de cuisson et de la pression d'injection (fibres de carbone + CYCOM 890RTM).

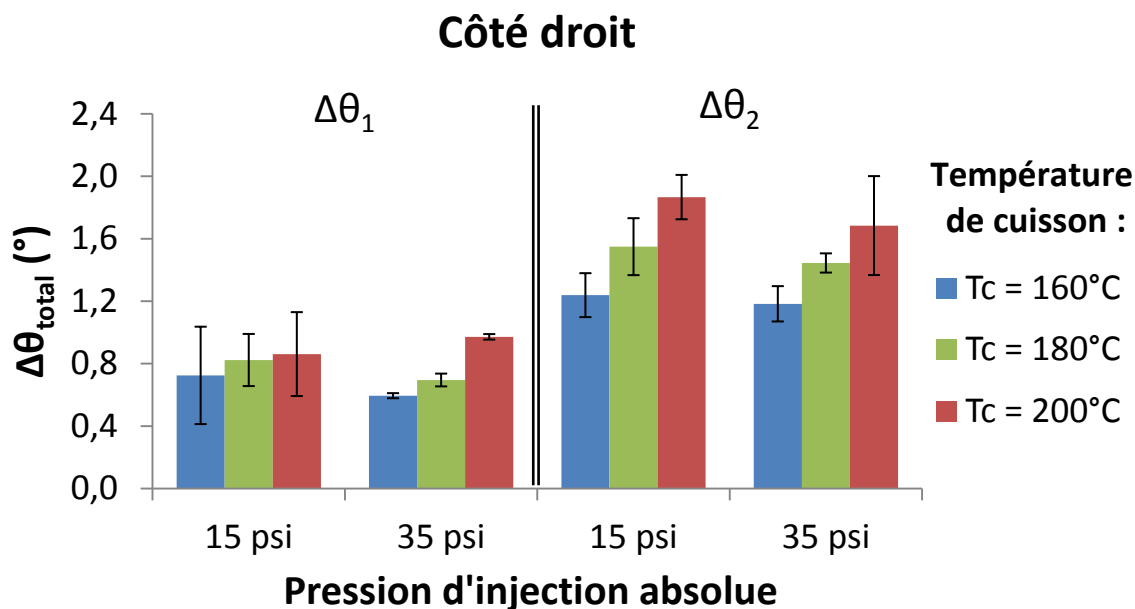


Figure 4-23 : Retour d'angle moyen sur le côté droit des pièces, en fonction de la température de cuisson et de la pression d'injection (fibre de carbone + CYCOM 890 RTM).

4.2.2.2 Remarques générales

Le retour d'angle minimal mesuré de 0.5° est obtenu pour l'angle supérieur droit d'une des pièces fabriquées à 160°C, 15 psi. Le retour d'angle maximal mesuré de 2.2° est obtenu pour l'angle inférieur gauche d'une des pièces réalisées à 200°C, 15 psi. La moyenne de tous les écarts-types est d'environ 0.16°, ce qui reste dans l'ordre de grandeur de la fiabilité de la méthode. Une différence moyenne de 0.2° est observée entre la partie gauche des pièces et la partie droite, où la partie gauche se déforme majoritairement davantage que la partie droite. Les tendances restent les mêmes des deux côtés. Les causes possibles de cette différence sont expliquées précédemment dans l'étude des pièces en fibres de verre. Enfin, l'angle inférieur de toutes les pièces se déforme en moyenne deux fois plus que l'angle supérieur.

4.2.2.3 Influence de la pression d'injection sur le retour d'angle

D'après les résultats présentés aux Figures 4-22 et 4-23, les pièces réalisées sans pression d'injection (seulement grâce à l'aspiration du vide) présentent un retour d'angle légèrement plus

grand que celles réalisées à 35 psi. Cette différence est cependant relativement faible, de l'ordre de 0.16° en moyenne. Par ailleurs, il est intéressant de noter que l'écart d'angle entre les deux types d'injections reste constant avec la température pour les angles inférieurs, mais diminue pour les angles supérieurs, comme on peut le constater sur la Figure 4-24. Aucune explication n'a été trouvée sur à ce phénomène. Cependant, les variations observées sont très faibles et peuvent être uniquement dues à la variabilité de l'expérience.

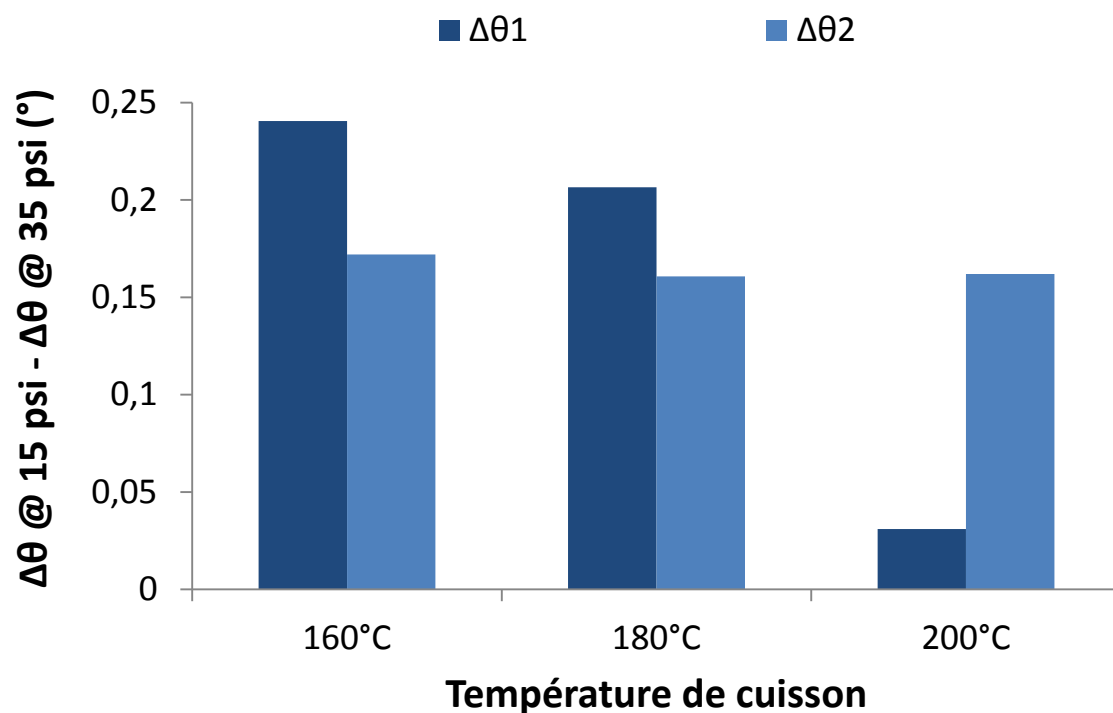


Figure 4-24 : Différence moyenne entre le retour d'angle des pièces injectées à 15 psi et celles injectées à 35 psi pour les angles supérieur et inférieur (moyenne gauche-droite effectuée).

4.2.2.4 Influence de la température de cuisson sur le retour d'angle

Afin de mieux visualiser l'influence de la température de cuisson sur le retour d'angle, l'évolution de ce dernier avec la température, pour une pression d'injection de 35 psi, est représentée sur la Figure 4-25.

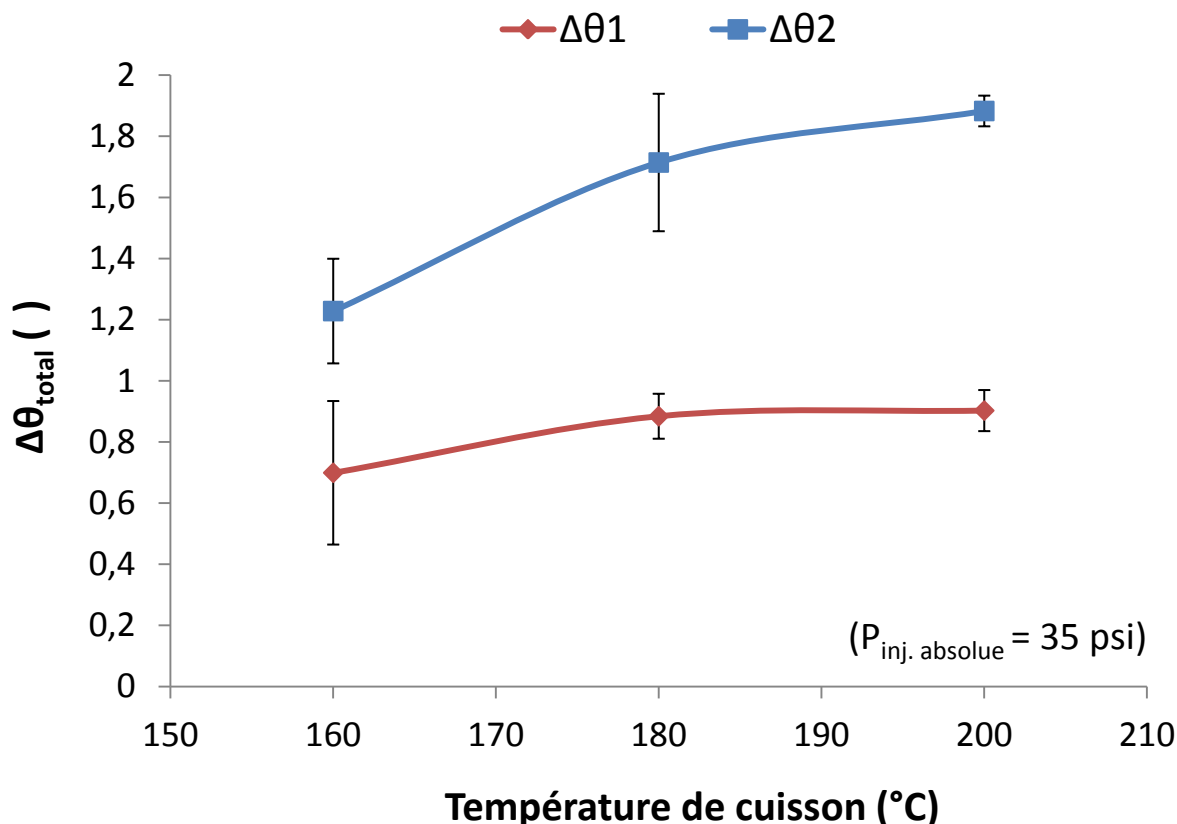


Figure 4-25 : Évolution du retour d'angle avec la température pour les pièces injectée à 35 psi.

Comme on pouvait s'y attendre, le retour d'angle augmente avec la température. Le degré de polymérisation plus grand et le changement de température plus important sont à l'origine de cette augmentation, comme expliqué dans le cas des pièces en fibres de verre. Également, l'angle inférieur se comporte de manière différente de l'angle supérieur. En effet, le premier se déforme deux fois plus que le second, avec une augmentation du retour d'angle d'en moyenne 0.3° par tranche de 20°C pour l'angle inférieur contre 0.15° pour l'angle supérieur. Noter que le montant de ces variations est quasiment identique pour les injections réalisées seulement avec l'assistance du vide. Une première explication à ces écarts rejoint l'explication donnée pour la mise en œuvre de la pièce en fibres de verre à 150°C (section 4.2.1.4). Plus la température de cuisson est élevée, plus il y a de chances de créer un gradient de cuisson dans le plan de la pièce pouvant être à l'origine de l'écart obtenu entre les angles supérieur et inférieur. Une simulation semblable à celle présentée Figure 4-13 serait nécessaire afin de valider cette hypothèse. Par ailleurs, les

différences significatives observées dans la présence et la taille des zones d'accumulation de résine sur l'extérieur des courbures des pièces peuvent elles aussi expliquer une partie des résultats.

4.2.2.5 Influence des zones d'accumulation de résine sur le retour d'angle

Les pièces en fibres de carbone sont elles aussi sujettes à des zones d'accumulation de résine au niveau de leurs courbures, ce qui influence la déformation finale des angles.

Différence angle supérieur – angle inférieur

Les angles inférieurs se déforment toujours davantage que les angles supérieurs. L'écart le plus grand a été mesuré pour les pièces réalisées à 200°C, 35 psi. La Figure 4-26 montre les angles de gauche d'une des pièces réalisées avec ces paramètres. On remarque sur cette figure une zone riche externe importante sur l'angle supérieur (≈ 1.2 mm). En ce qui concerne l'angle inférieur, les plis sont plus espacés et prennent le rayon externe de la pièce, empêchant la résine de s'y accumuler. Il en résulte une différence importante (environ 1°) au niveau de la déformation des deux angles. Ce cas est représentatif des observations réalisées pour la plupart des pièces, soit la formation d'une zone riche externe présente uniquement sur l'angle supérieur.

Comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent, cela provient du placement manuel des fibres dans le moule. Les premiers plis sont maintenus dans l'angle inférieur de la partie basse du moule, ce qui leur permet de prendre le rayon de celui-ci, tandis qu'ils sont libres au niveau de l'angle supérieur. Lors de la fermeture du moule, une cavité est formée par la différence entre le rayon du contre-moule et celui pris par les plis du dessus, que la résine vient remplir pendant l'injection.

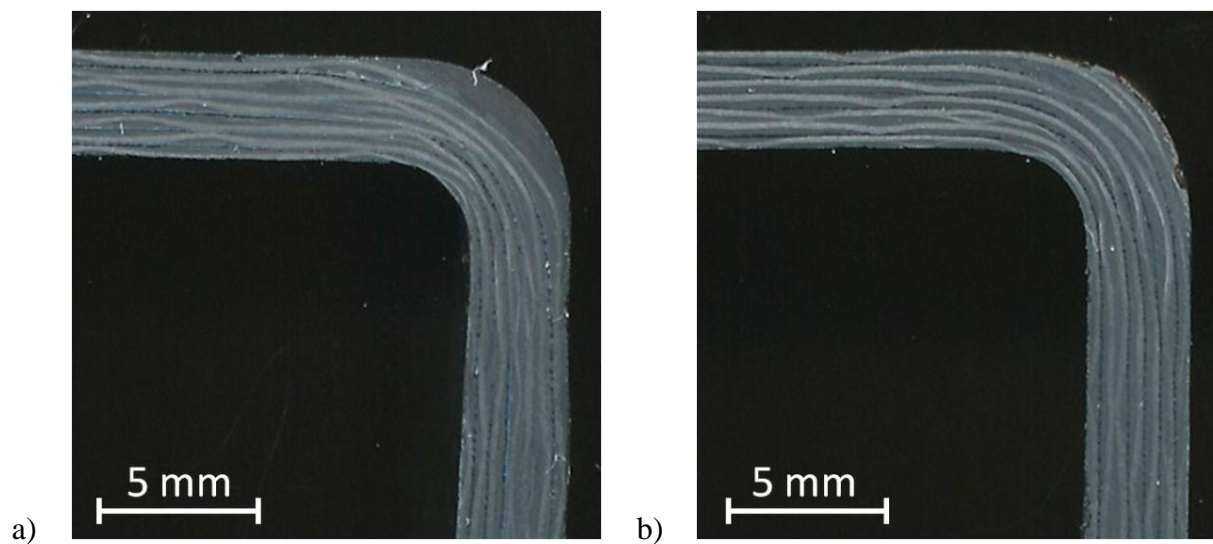
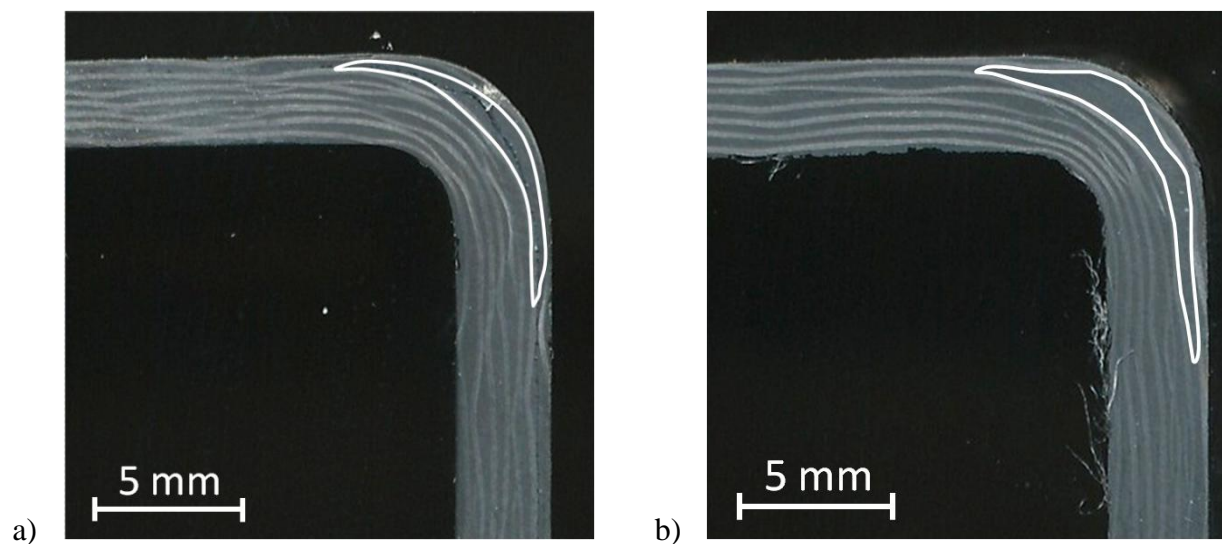


Figure 4-26 : Angles de gauche d'une pièce réalisée à 200°C, 35 psi : (a) angle supérieur (zone riche externe, $\Delta\theta = 0.89^\circ$) ; (b) angle inférieur (pas de zone riche, $\Delta\theta = 1.9^\circ$).

Zones d'accumulation de résine entre les plis

Il semble que dès que la zone riche se retrouve encadrée par des plis, elle n'a plus le même impact sur la déformation de la pièce. En effet, la Figure 4-27 ci-dessous représente l'angle inférieur (gauche ou droit) des quatre pièces mises en œuvre à 200°C. Bien que tous ces angles possèdent un $\Delta\theta$ compris entre 1.8° et 2° , leur empilement présente des différences notables.



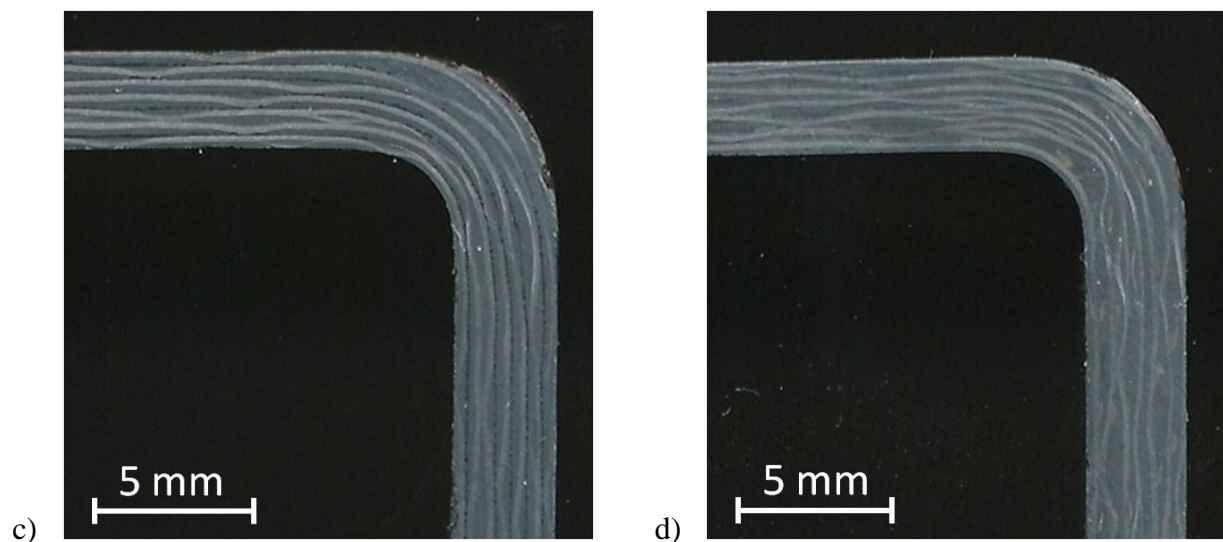


Figure 4-27 : Angle inférieur des quatre pièces cuites à 200°C.

Sur les images (a) et (b), on peut voir une zone riche juste après le premier pli externe, alors que sur les images (c) et (d), les plis sont plus ou moins équitablement répartis sur l'épaisseur de la courbure. Ainsi, la zone riche a un effet sur la déformation de la pièce uniquement si elle a un côté libre, comme c'est le cas lorsqu'elle se situe à l'extérieur de la courbure. Dès lors qu'elle se retrouve à l'intérieur des plis, qu'elle se situe entre deux plis ou que les plis soient équitablement répartis, cela ne semble pas modifier le comportement final de la pièce au démoulage.

Limites de l'observation des zones d'accumulation de résine

Le cas des pièces en fibres de carbone concernant les zones d'accumulation de résine est plus complexe que celui des pièces en fibres de verre. En effet, pour les fibres de verre, un seul cas se présentait, à savoir une zone riche sur l'extérieur des angles, mais de taille variable. Un lien direct a pu être établi entre la taille de la zone riche observée et le retour d'angle associé.

Le cas des fibres de carbone est tout autre. L'empilement étant beaucoup plus variable du fait d'un nombre de plis plus élevé (sept contre quatre pour les pièces en fibres de verre) et d'un tissu bidirectionnel hautement déformable, il n'est pas toujours évident de relier les zones d'accumulation de résine observées avec la déformation de l'angle mesurée.

Par exemple, l'empilement peut ne pas être exactement le même sur toute la largeur de la pièce, ce qui peut induire une erreur sur l'observation des bords. Un aperçu de ce phénomène est illustré sur la Figure 4-28. L'angle inférieur de la pièce en question présente un retour d'angle de 1.7° malgré la présence d'une grande zone riche sur l'un des bords. En réalité, une analyse un peu plus approfondie de la pièce révèle une zone d'accumulation de résine inégale d'un bord à l'autre.

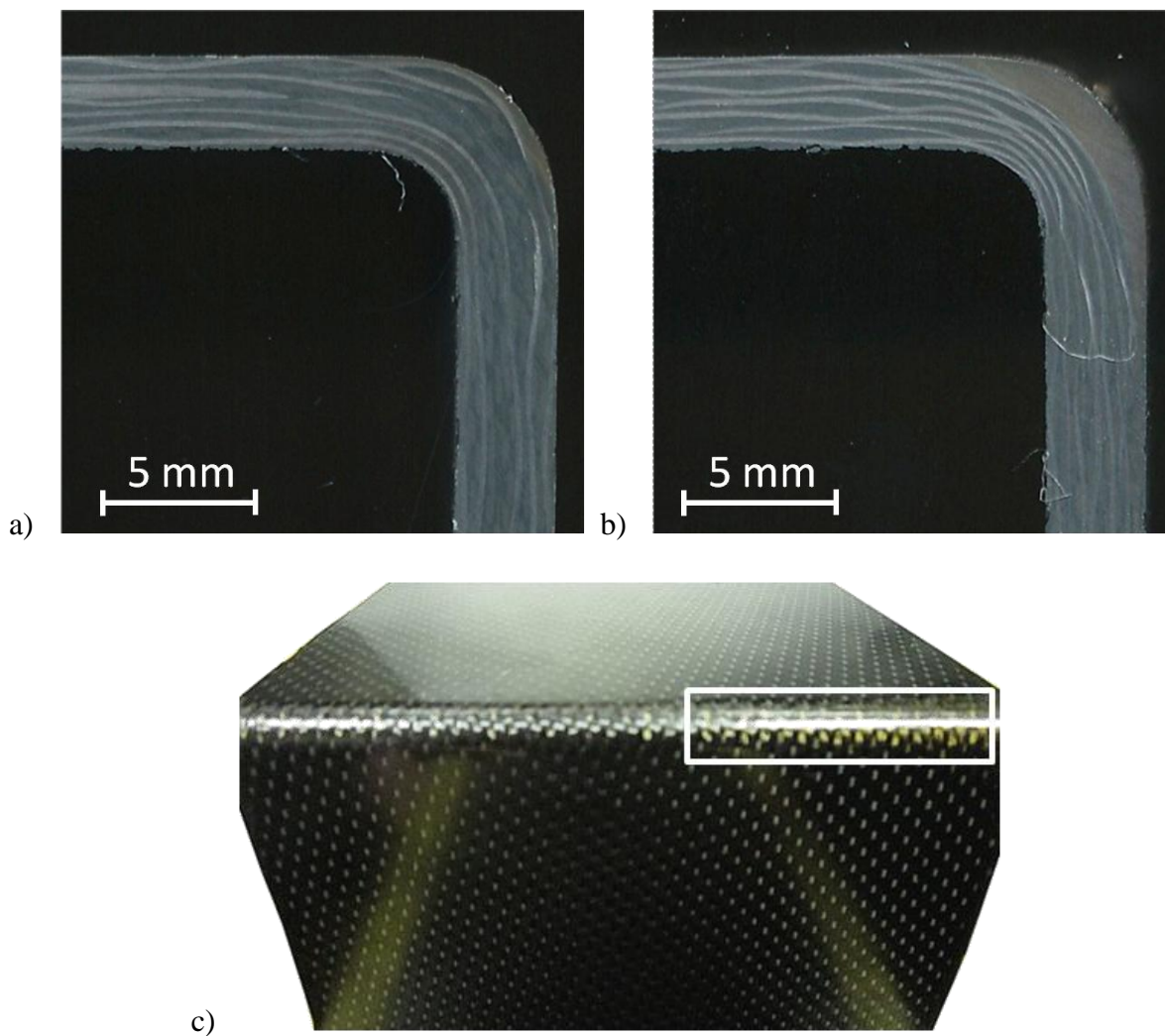


Figure 4-28 : Angle inférieur d'une pièce : (a) bord gauche, très petite zone riche externe ; (b) bord droit, grande zone riche externe ; (c) vue globale de l'angle (zone riche en résine identifiée par le rectangle blanc).

Sur l'illustration (a) de la Figure 4-28, le pli externe suit le rayon de courbure et seule une très faible accumulation de résine est observable. En revanche, l'illustration (b), qui correspond au bord droit de la pièce, révèle une importante zone riche en résine sur l'extérieur de l'angle (environ 1.5 mm). Le retour d'angle mesuré est pourtant relativement élevé (1.7°), la zone riche ne semble donc pas agir pleinement. Enfin, l'observation globale de la courbure (illustration (c)) révèle une zone riche externe seulement sur la partie droite de la pièce, laissant plus de la moitié sans accumulation de résine notable. Ceci est sûrement dû à un gondolement des plis lors de leur mise en place dans le moule. Une analyse du côté droit de la pièce seulement ne serait donc pas en accord avec le retour d'angle mesuré. Il s'agit donc également de vérifier, par l'examen de la courbure externe des angles, que les phénomènes observés ne sont pas uniquement locaux.

Par ailleurs, il est intéressant de noter que la pièce étudiée sur la Figure 4-28 est celle qui présente le plus grand écart entre la mesure de gauche (2°) et celle de droite (1.4°) (pièce réalisée à 180°C , 15 psi). La zone riche agit donc quand même en ouvrant légèrement l'angle de manière locale, mais la déformation est retenue par la région composite du côté gauche. Une pièce présentant une zone riche semblable sur toute sa largeur aurait donc un retour d'angle bien moindre, comme c'est le cas pour quasiment tous les angles supérieurs. En effet, la majorité des angles supérieurs des pièces présentent une zone riche dont la taille varie de 1 mm à 1.5 mm environ. Cela explique notamment les faibles variations observées sur ces angles.

Conclusion

Après ce qui vient d'être présenté, que ce soit pour les pièces en fibres de verre ou celles en fibres de carbone, il est clair que les zones d'accumulation de résine ont un rôle non négligeable dans la manière dont se comporte la pièce finale. S'il est difficile de connaître avec exactitude la nature de l'empilement des plis dans la pièce, une observation des bords de celle-ci permet déjà une meilleure compréhension des résultats obtenus.

4.2.2.6 Isolation de la composante thermique du retour d'angle

Les prédictions analytiques et simulations numériques effectuées pour les pièces en fibres de verre n'ont pas pu être réalisées pour les pièces en fibres de carbone. En effet, aucune équation permettant la prédiction du retour d'angle pour un renfort tissé bidirectionnel n'a pu être trouvée dans la littérature. En revanche, une approche expérimentale permettant d'isoler la composante thermique du retour d'angle est actuellement en développement et les premiers résultats sont encourageants. La méthode utilisée est décrite ci-après et quelques résultats typiques sont présentés.

Description de la méthode

L'approche proposée consiste à enregistrer l'évolution de l'angle lors d'une rampe en chauffage de la pièce jusqu'à sa température de mise en forme. Pour cela, 29 marqueurs sont collés à intervalle régulier (tous les centimètres) sur un des bords de la pièce (10 sur les parties horizontales, 9 sur la partie verticale). L'échantillon est ensuite placé dans un four muni d'une vitre parfaitement transparente devant laquelle est positionné un appareil photo à haute résolution. La Figure 4-29 illustre le montage expérimental utilisé. L'échantillon est maintenu à l'aide d'une pince pour éviter tout glissement durant le chauffage. Lors de l'expérience, un panneau de carton est déposé sur le dessus du montage afin de concentrer la lumière sur l'échantillon et d'obtenir ainsi une image de qualité. La température du four est augmentée de 20°C toutes les 15 minutes, depuis la température ambiante (environ 30°C) jusqu'à la température de mise en œuvre de la pièce. Une photo de l'échantillon est prise à toutes les 10 secondes et est directement transmise à un poste d'acquisition. La Figure 4-30 illustre un exemple typique d'image obtenue, après passage en noir et blanc pour l'analyse. Chacune des images est ensuite traitée numériquement grâce à un programme développé sur MATLAB. Les deux angles (supérieur et inférieur) sont calculés pour chaque image, puis leur évolution est tracée avec la température.

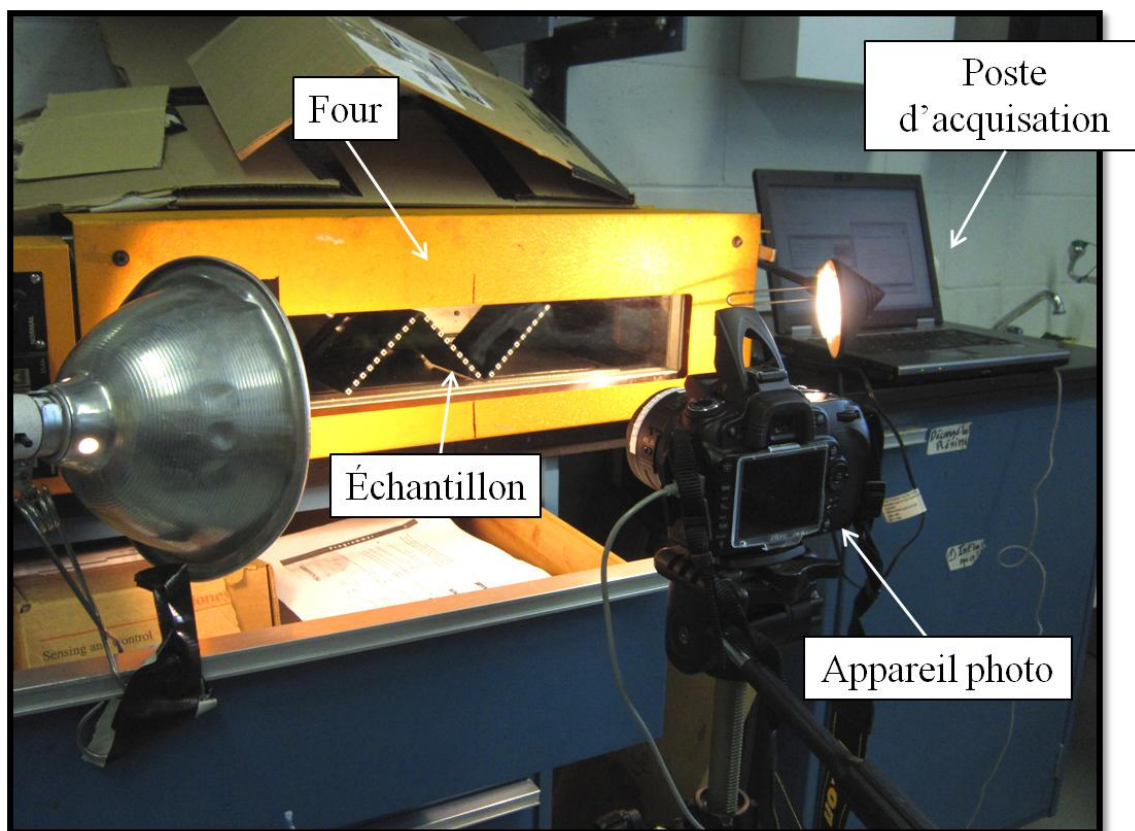


Figure 4-29 : Montage expérimental utilisé pour la mesure de l'évolution de la distorsion avec la température.

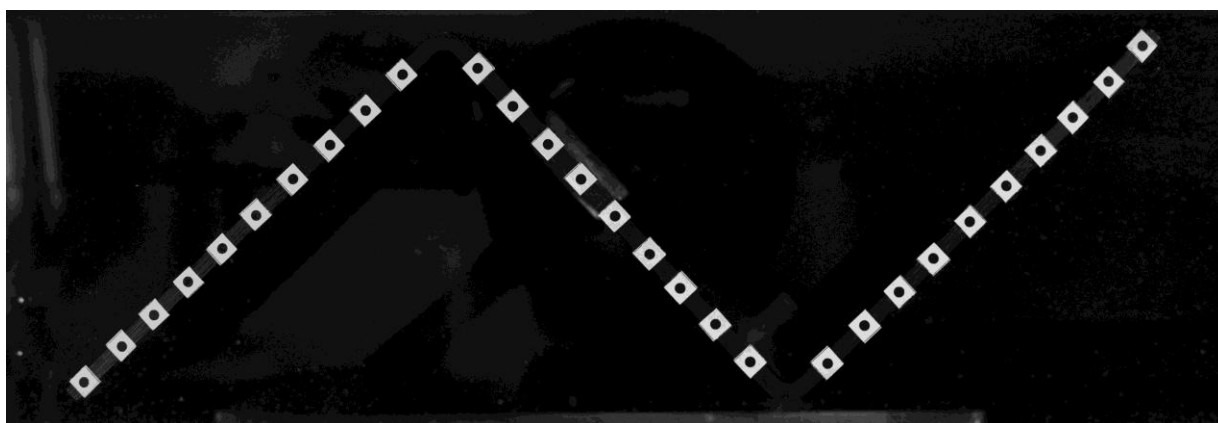


Figure 4-30 : Échantillon avec marqueurs pour l'analyse de la déformation angulaire.

Résultats préliminaires

En chauffant, les contraintes d'origine thermo-élastique se relâchent, laissant place, à la fin de l'opération, uniquement aux contraintes d'origine non thermo-élastique, telles que le retrait chimique de la résine. La méthode utilisée mesure donc l'évolution de la déformation de l'angle depuis son état initial jusqu'à la fin de la rampe de chauffage. La Figure 4-31 représente l'évolution de la déformation des angles supérieur et inférieur d'une pièce mise en œuvre à 200°C, 35 psi, lors d'une rampe de chauffage allant jusqu'à 200°C. Les résultats démontrent que les angles supérieurs, composés d'une zone riche externe, varient peu lors de cette opération contrairement aux angles inférieurs, dont l'angle peut s'ouvrir jusqu'à 1.4°.

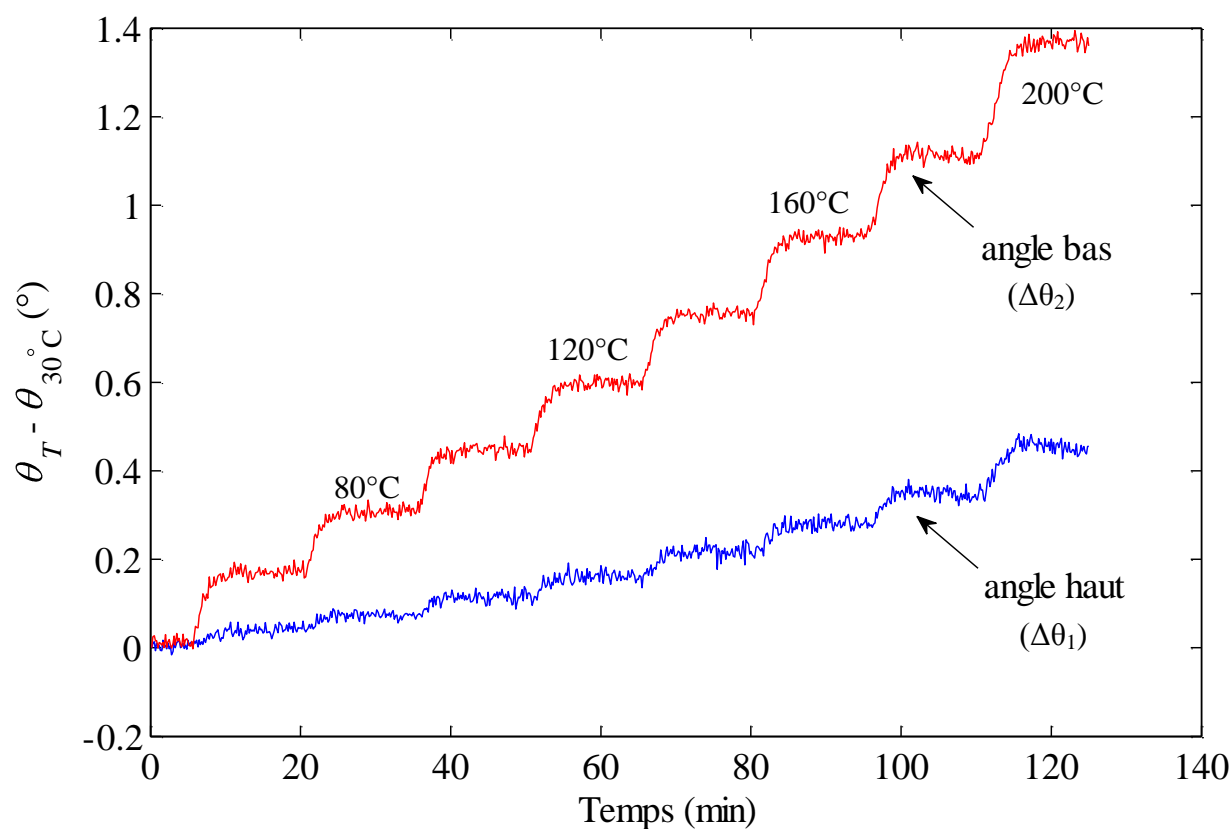


Figure 4-31 : Évolution de la déformation de l'angle par rapport à l'angle initial lors du chauffage d'une pièce mise en œuvre à 200°C, 35 psi.

On peut également remarquer sur la Figure 4-31 que la déformation augmente de manière quasi linéaire pendant les 100 premières minutes environ (1 h 40). À 100 minutes, l'échantillon est à une température avoisinant les 180°C. On s'approche donc de la température de transition vitreuse de la pièce (environ 200°C), d'où l'augmentation plus importante de la déformation. Cette méthode a été appliquée à deux pièces respectivement mises en œuvre à 160°C, 35 psi et 200°C, 35 psi. Le retour d'angle total mesuré suite à la numérisation des pièces et le retour d'angle d'origine thermo-élastique obtenu par chauffage des pièces sont représentés sur la Figure 4-32.

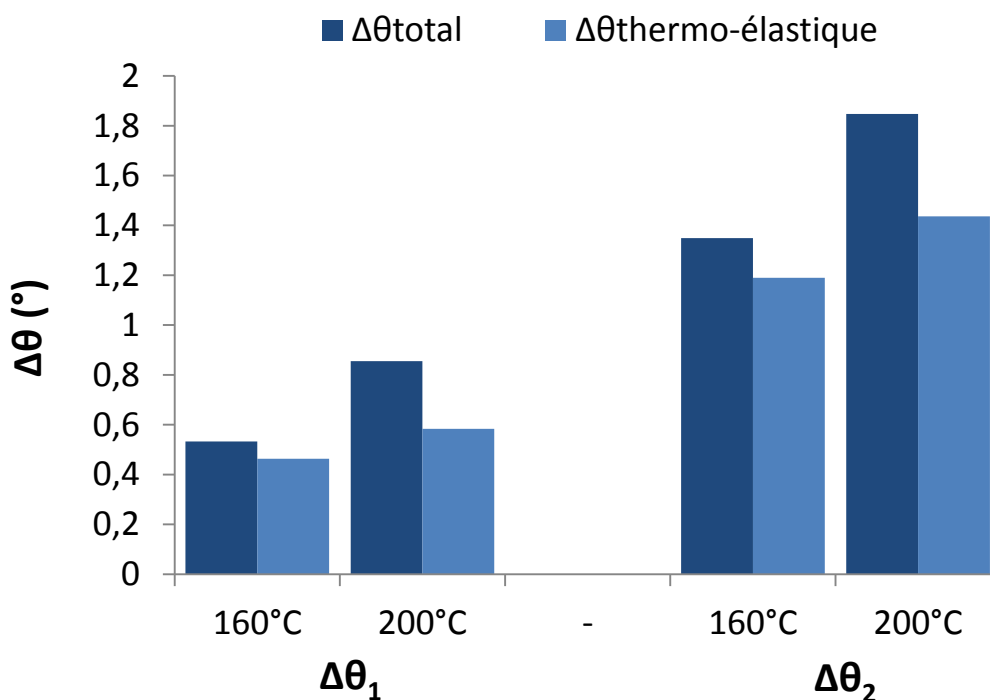


Figure 4-32 : Retour d'angle total et retour d'angle d'origine thermo-élastique.

Conformément aux attentes, le retour d'angle total est supérieur au retour d'angle thermique seul. Cela confirme la présence d'autres facteurs affectant la déformation globale de la pièce. La différence entre les deux, qui donne le retour d'angle d'origine non thermo-élastique, est représentée Figure 4-33.

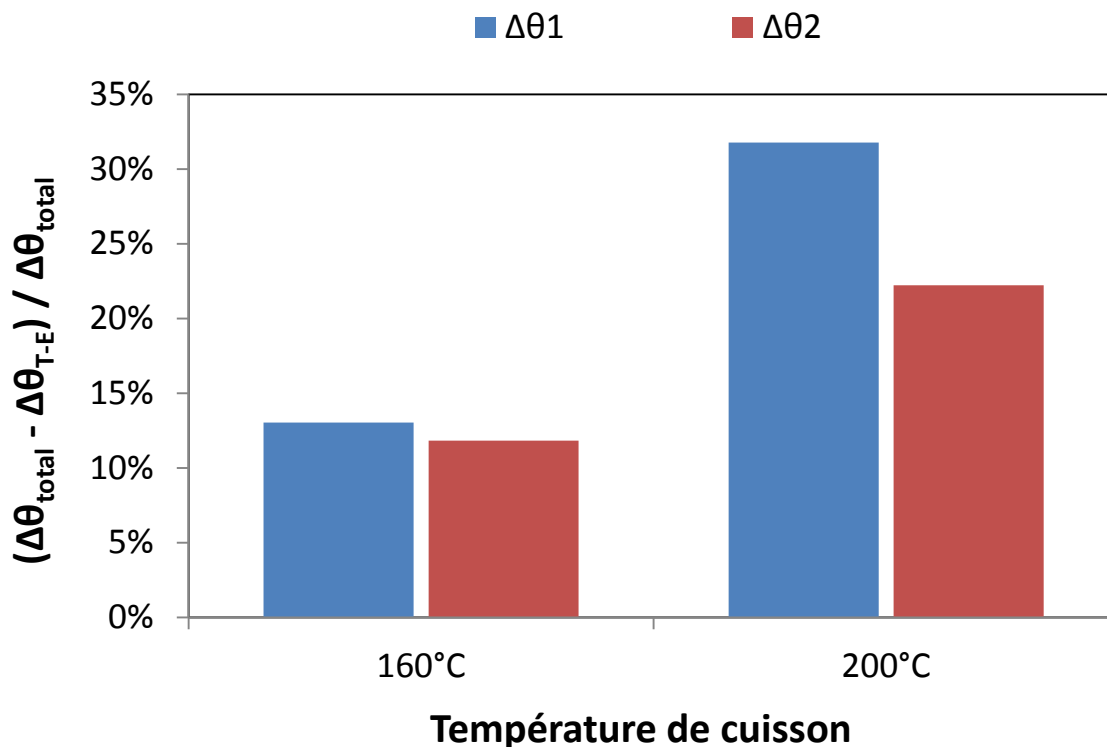


Figure 4-33 : Contribution non thermo-élastique du retour d'angle total.

D'après les résultats présentés à la Figure 4-33, la contribution non thermo-élastique du retour d'angle de la pièce fabriquée à 160°C est en moyenne de 12%, alors que pour celle fabriquée à 200°C, elle est d'en moyenne 27%. Si seuls les effets de la dilatation thermique du composite et du retrait chimique de la résine sont pris en compte, alors on peut considérer que la contribution non thermo-élastique correspond au retrait de la résine. Il est donc normal qu'elle soit plus élevée pour les pièces mises en œuvre à 200°C, puisque ces dernières présentent *a priori* un degré de polymérisation plus élevé.

Par ailleurs, on remarque que cette contribution non thermo-élastique est quasiment la même pour les deux angles (supérieur et inférieur) lors de la mise en œuvre à 160°C. Ceci peut démontrer que la zone d'accumulation de résine affecte tout particulièrement le retour d'angle lié à la dilatation thermique et non celui d'origine non thermo-élastique. En revanche, à 200°C, un écart se creuse entre les deux angles. Une explication possible est la formation à cette

température d'un gradient de polymérisation élevé dans le plan, conduisant à un historique de cuisson différent pour les deux angles. Étant donné le peu de données disponibles à l'heure actuelle, il n'est pas possible d'analyser davantage les premiers résultats obtenus. D'autres essais sont nécessaires pour pouvoir tirer des conclusions plus poussées.

4.3 Conclusion

La méthode utilisée pour la mesure des angles permet de quantifier les déformations angulaires subies par les pièces fabriquées selon le plan d'expérience décrit dans le chapitre précédent. Les deux types de pièces fabriquées (fibres de verre et fibres de carbone) montrent des tendances similaires, mais dans des proportions différentes. En effet, les pièces composites en fibres de carbone affichent des déformations nettement supérieures à celles en fibres de verre. Plusieurs facteurs peuvent être à l'origine de ce phénomène, à commencer par la différence d'architecture du renfort. De plus, les pièces en carbone sont injectées à des températures bien supérieures à celles en fibres de verre (180°C contre 130°C), du fait de la différence entre les résines utilisées. Or plus la température de mise en œuvre est élevée, plus les contraintes résiduelles auront tendance à se développer.

S'il a été confirmé que la température de mise en œuvre avait bien un impact notable sur le retour d'angle, d'un autre côté, l'influence de la pression d'injection n'a pas pu être nettement établie. Les temps d'injection étant très courts (2 minutes pour le plus lent, 25 secondes pour le plus rapide), les différences de pression d'injection n'ont pas permis de créer un gradient de cuisson suffisamment élevé au sein de la pièce pour induire des différences notables dans le développement des déformations résiduelles. Cependant, les résultats semblent tout de même indiquer une légère baisse du retour d'angle avec l'augmentation de la pression. Des travaux plus approfondis nécessitent d'être effectués afin de confirmer ou d'infirmer cette tendance.

Par ailleurs, l'observation des pièces a révélé un défaut récurrent, à savoir la présence de zones d'accumulation de résine à l'extérieur des zones de courbure des pièces, en particulier pour les angles supérieurs. Il a été montré de plusieurs manières que ces défauts avaient une influence

majeure sur le comportement en déformation des pièces finales. Un lien entre la taille de la zone riche observée et le retour de l'angle associé a pu être établi grâce à la simple observation des pièces en fibres de verre. Ce lien a été par la suite confirmé grâce à la prédiction numérique du retour d'angle d'origine thermique. De plus, d'après cette simulation, il a été possible de supposer que ce défaut avait pour effet d'inhiber la composante thermo-élastique du retour d'angle. Cette hypothèse a pu être validée dans le cas des pièces en fibres de carbone grâce à l'étude de l'évolution de l'angle durant le chauffage de ces pièces jusqu'à leur température de mise en œuvre.

Enfin, la part du retrait chimique a été estimée de manière grossière à environ 45% pour les pièces en fibres de verre et résine DER 383 grâce à la comparaison entre les prédictions analytiques et les résultats expérimentaux. Dans le cas des pièces en fibres de carbone et résine CYCOM 890 RTM, les résultats sont encore préliminaires mais ils permettent d'estimer la part du retrait chimique à environ 12% pour les pièces mises en œuvre à 160°C et 27% pour celles mises en œuvre à 200°C. Ces derniers résultats sont toutefois à interpréter avec réserve, d'autres essais sont nécessaires pour permettre une analyse plus approfondie.

CHAPITRE 5 DISCUSSION ET RECOMMANDATIONS

Ce dernier chapitre présente un résumé de l'ensemble des travaux effectués. Une discussion sur la méthodologie suivie et ses limites est effectuée, puis des recommandations sont formulées pour des travaux futurs.

5.1 Discussion

L'objectif de ce projet était d'étudier les déformations résiduelles de pièces courbes mises en œuvre par le procédé RTM sous l'influence de différents paramètres de fabrication. Pour cela, ce travail a utilisé exclusivement une approche expérimentale. Très peu de travaux existent à l'heure actuelle sur la fabrication par RTM de pièces courbes et aucun ne traite de pièces en forme de marche d'escalier. Une base expérimentale est donc nécessaire pour permettre de mieux comprendre les différents phénomènes physiques impliqués par un tel procédé.

La mise en place de la méthode de fabrication a nécessité deux étapes principales : l'adaptation et l'optimisation du moule pour le procédé RTM, ainsi que le développement de la procédure de dépôt du renfort dans le moule. Le moule utilisé dans cette étude avait d'abord été conçu pour le développement du procédé PolyFlex pour la fabrication de pièces courbes. La configuration initiale du moule a donc dans un premier temps été adaptée au procédé RTM, puis modifiée afin de faciliter les manipulations, augmenter leur reproductibilité et réduire le temps global de mise en œuvre. Pour cela, le moule a été placé dans une presse hydraulique, ce qui a permis une fermeture automatisée et constante d'une fabrication à l'autre, tout en assurant l'étanchéité. Des éléments chauffants ont également été ajoutés, accompagnés d'un contrôle de la température à l'intérieur de la cavité du moule. Noter que toutes ces modifications sont réversibles et n'empêchent pas le moule d'être à nouveau utilisé pour le procédé PolyFlex si nécessaire. Les hautes températures utilisées pour la mise en œuvre des pièces ont donné lieu à de nombreux problèmes techniques, essentiellement liés à la détérioration progressive des éléments tels que les connecteurs au niveau du port d'injection. Il a également fallu faire face à des problèmes d'étanchéité dont la source n'était pas toujours évidente et qui donnaient lieu à l'injection de

bulles d'air dans les pièces. Ces problèmes ont tous été surmontés et les pièces finales étudiées présentent une qualité tout à fait satisfaisante. Comme discuté dans le mémoire, seule la présence systématique de résidus de résine sur le plan du joint (« *flash* ») n'a pas été résolue. L'effet de ce phénomène sur la qualité d'imprégnation des pièces n'a pu être clairement établi, néanmoins il serait bon de l'éliminer, car il est susceptible de modifier le schéma d'écoulement de la résine. Le développement d'une méthode pour la mise en place du renfort dans le moule a également constitué une étape importante pour la réussite des fabrications. Deux procédures de préformage ont été élaborées avant d'être abandonnées au profit d'une méthode de fabrication sans préformage. L'inconvénient principal de cette méthode est l'irrégularité liée au placement manuel des renforts secs dans le moule et leur déplacement possible au moment de sa fermeture. Ceci est à l'origine d'une certaine variation entre les pièces, ainsi que de défauts récurrents, comme la formation de régions riches en résine dans les zones de courbure. Malgré ces défauts, les pièces mises en œuvre avec les mêmes paramètres présentent des résultats comparables, ils n'enlèvent donc en rien la légitimité des analyses effectuées.

Les matériaux utilisés dans la première partie de l'étude (fibres de verre et résine époxy) ont été sélectionnés pour leur disponibilité et la connaissance que l'on en avait. Ainsi, des prédictions analytiques et simulations numériques ont pu être effectuées avec ces matériaux et comparées aux résultats expérimentaux. Dans la deuxième partie de l'étude, les fibres de verre ont été remplacées par des fibres de carbone afin de se rapprocher davantage des matériaux à haute performance utilisés dans l'industrie aéronautique. Dans la même optique, la résine a également été modifiée par une résine époxy spécialement conçue pour l'injection RTM. Ces modifications ont eu des conséquences notables au niveau du comportement final des deux types de pièces. Seules les dernières pièces fabriquées ont été testées. Leur nombre a été limité par le temps restant et les quantités de résine disponibles.

La majorité des analyses a porté sur la partie centrale de la pièce incluant les deux angles. Les parties planes ont toutefois été utilisées pour évaluer le taux volumique de fibres dans les pièces en fibres de verre, et pourront l'être également pour celles en carbone. Par ailleurs, des échantillons des deux types de pièces ont été découpés afin de procéder à des essais mécaniques

de flexion trois points. Dans le futur, cela permettra d'élaborer un modèle viscoélastique pour le composite qui pourra être ensuite intégré à un programme de simulation numérique. L'épaisseur moyenne des pièces a également été mesurée sur toute leur longueur avant découpage.

La méthode d'analyse de l'angle proposée requiert l'utilisation d'un simple scanner optique et d'un ordinateur; elle est donc peu coûteuse. Grâce à un code d'analyse développé avec le logiciel MATLAB, il a été possible de quantifier la distorsion des pièces courbes. Cette méthode présente l'avantage d'être simple, rapide et relativement fiable en comparaison avec d'autres méthodes à coût similaire décrites dans la littérature. Surtout, elle a été conçue et validée pour être quasiment indépendante de l'utilisateur. Elle nécessite néanmoins un découpage précis des bords qui n'est pas forcément garanti par la scie à diamant utilisée. Les arrêtes doivent également être parfaitement nettes pour assurer des résultats optimaux, ce qui n'est pas toujours évident malgré le polissage effectué. Dans le cas des pièces en fibres de verre, les fils de couture qui dépassent sont difficiles à éliminer sans risquer d'altérer l'arrête. Pour les pièces en fibres de carbone, des morceaux de fibres transverses à la section peuvent se retrouver à nu après la découpe. Il est alors très difficile de les éliminer malgré le polissage et il n'est pas rare, lors de la manipulation des pièces, que certaines fibres viennent s'enfoncer dans la peau comme des échardes. Une attention particulière doit donc être portée pour éviter tout danger. Par ailleurs, la mesure effectuée ne permet pas de prendre en compte le gauchissement éventuel des parties planes, ce qui peut introduire une légère erreur dans la quantification de la déformation angulaire. Enfin, le nombre de pièces fabriquées par paramètre a été limité à deux. Le choix de ne réaliser que deux pièces par paramètre a été effectué en fonction de la quantité des matériaux et du temps disponible.

Une autre procédure a également été mise en place afin de permettre d'isoler la contribution thermo-élastique du retour d'angle des pièces. Bien que toujours en développement, elle constitue une amélioration à l'approche précédente puisqu'elle permet d'obtenir davantage de données. Elle est cependant plus longue à mettre en place, aussi bien au niveau du montage expérimental que de la préparation des échantillons. La première procédure constitue donc un outil simple et rapide pour une mesure globale de l'angle déformé, tandis que la seconde, légèrement plus

complexe, permet d'évaluer de manière plus poussée les différents mécanismes à l'origine du retour d'angle.

Quelques travaux de simulation numérique ont été effectués afin de faciliter la compréhension des observations expérimentales. La simulation du remplissage du moule à 150°C a notamment permis de mettre en évidence l'influence de l'injection à haute température sur l'historique de cuisson de la résine. L'impact des zones d'accumulation de résine a par ailleurs pu être illustré grâce aux prédictions des distorsions, puis comparé aux résultats expérimentaux.

Ce travail a principalement consisté à améliorer la compréhension des phénomènes ayant lieu lors de la mise en œuvre par RTM d'une pièce courbe. Il a permis d'identifier l'influence de certains paramètres et facteurs sur les déformations résiduelles. Par ailleurs, les travaux effectués dans le cadre de ce projet constituent une base pour une éventuelle étude plus approfondie. Certaines recommandations doivent être émises à cette fin.

5.2 Recommandations

5.2.1 Moule de fabrication

Pour une utilisation future du moule de fabrication, il est recommandé de ré-usiner totalement le port d'injection car il donne actuellement lieu à de nombreux problèmes comme des fuites et une étanchéité imparfaite. En effet, suite à plusieurs réparations, le trou d'injection est désormais plus large que les tuyaux utilisés. La résine reflue donc et peut fuir à travers la bague de compression par exemple. Ces fuites ont pu être contrôlées avec des solutions temporaires, mais à terme, avec l'usure du moule et de ses composants, cela pourrait poser davantage de problèmes.

Actuellement, la cavité du moule refroidit à une vitesse moyenne de 8°C/h dans une pièce à 30°C et ce, de manière uniforme. Afin de se rapprocher de ce qui est fait dans l'industrie, il serait intéressant de pouvoir contrôler la vitesse de refroidissement du moule, en incorporant par

exemple un système de refroidissement à eau à la configuration actuelle. Un refroidissement plus rapide entraînera davantage de contraintes résiduelles au sein de la pièce, il est donc important de pouvoir quantifier ces contraintes pour différentes vitesses de refroidissement.

5.2.2 Préformage

Afin d'éliminer, ou du moins de limiter, les accumulations de résine dans les angles, il est recommandé d'effectuer un préformage pour lequel le renfort serait forcé à prendre le rayon de courbure du moule. Pour cela, un moule similaire à celui utilisé dans la première procédure de préformage évoquée dans le mémoire doit être construit. Afin de permettre la réalisation de plusieurs préformes par opération, les plis, d'une largeur trois à quatre fois plus grande que celle de la cavité, seront déposés manuellement dans le moule de préformage puis redécoupés après préformage aux dimensions du moule. Ceci permettra une meilleure homogénéité entre les pièces en limitant le cisaillement du renfort s'il a lieu et le glissement des plis lors de la fermeture du moule. La résine thermodurcissable utilisée comme liant dans la première procédure de préformage devra être remplacée par un agent liant adéquat, spécialement développé pour ce type d'opération afin que l'imprégnation des pièces ne s'en retrouve pas affectée. Il est également possible d'envisager l'utilisation d'un renfort tissé tridimensionnel, cependant cela devrait alors faire l'objet d'une étude complète de faisabilité.

5.2.3 Conditions de fabrication

Les résultats obtenus ont montré très peu de différence pour les deux pressions d'injection considérées, particulièrement lors de l'utilisation de la résine DER 383. Il pourrait être intéressant d'élargir la gamme de pression (vide seul et 30 psi par exemple) afin de s'assurer de l'influence ou non de cette dernière sur le retour d'angle.

Dans le futur, il serait aussi utile d'étudier l'influence d'une injection à débit constant sur la déformation des pièces. L'injection à débit constant permet de contrôler la vitesse d'injection et

de minimiser les porosités dans la pièce. Dans cette optique, une machine d'injection à débit constant a été construite dans les laboratoires du CCHP (Figure 5-1Figure 3-1).

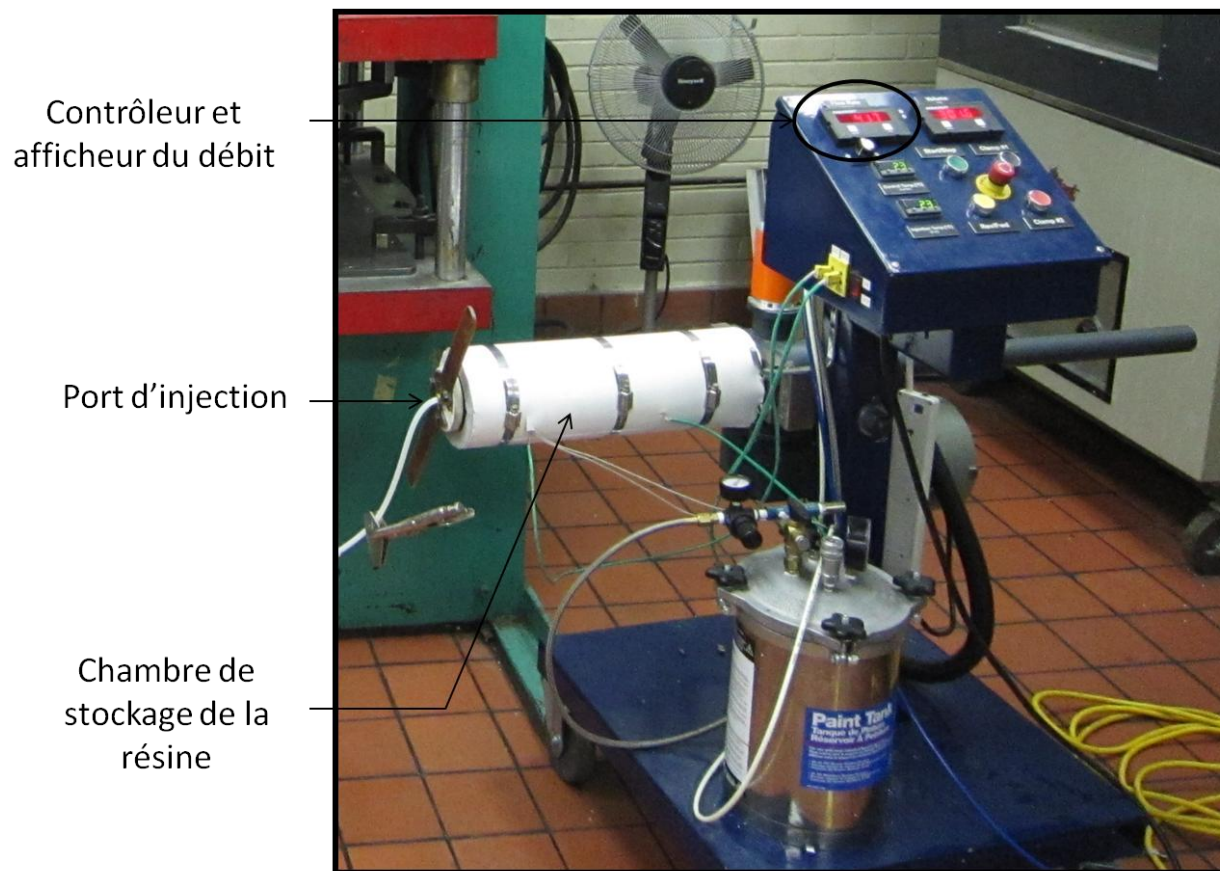


Figure 5-1 : Machine d'injection à débit constant.

Cependant quelques essais préliminaires ont montré qu'elle n'était pas encore adaptée au procédé utilisé. En effet, les débits demandés (environ 160 mL/min) sont trop faibles pour la machine, qui peut injecter jusqu'à une vitesse de 6 L/min. Il faudra donc y apporter quelques modifications avant de l'utiliser pour les fabrications souhaitées. Noter également qu'il est suggéré d'ajouter une vanne à trois voies, ou système similaire, afin de permettre l'application d'une pression de consolidation à la fin de l'injection.

Les futures expériences pourraient combiner la première résine utilisée (DER 383) avec le second renfort (tissu bidirectionnel en fibres de carbone) ainsi que la seconde résine (CYCOM 890RTM) avec le premier renfort (tissu unidirectionnel en fibres de verre). Les pièces ainsi fabriquées permettront, grâce à une comparaison avec les résultats actuels, une étude plus approfondie des différentes sources de déformation telles que l'impact de l'architecture du renfort. Enfin, à l'avenir, il est recommandé de fabriquer 3 à 5 pièces par paramètre étudié plutôt que 2 seulement. Ceci permettrait une meilleure comparaison des résultats avec des écarts-type certainement plus faibles.

5.2.4 Analyse des pièces

Analyse de la qualité d'imprégnation

Des essais de mesure du taux de vide sur les parties planes des pièces en carbone devraient être réalisés afin de s'assurer de leur qualité. La transparence des pièces en fibres de verre permet d'évaluer d'un rapide coup d'œil leur qualité d'imprégnation car les bulles d'air y sont facilement repérables, de même que les zones peu ou mal imprégnées, ce qui n'est pas du tout le cas des pièces en fibres de carbone.

Amélioration des techniques de mesure de l'angle

Deux approches ont été proposées pour permettre la mesure des angles des pièces. La première, qui fait intervenir la numérisation des pièces, nécessiterait d'être légèrement modifiée afin de pouvoir prendre en compte et corriger l'effet du gauchissement des parties planes sur la déformation de l'angle. Cependant, cette méthode pourrait être abandonnée au profit de la seconde. En effet, cette dernière peut donner davantage d'informations sur les distorsions, puisqu'elle permet notamment d'évaluer directement la dépendance de l'angle avec la dilatation thermique. Certains points restent à améliorer, comme la calibration de l'image par exemple. Aussi, l'effet du gauchissement des parties planes sur le retour d'angle pourrait être étudié en calculant l'angle pour différentes longueurs de bras (en faisant varier le nombre de marqueurs pris en compte). Par ailleurs, il serait intéressant d'étudier également par cette méthode l'évolution de la déformation des pièces en fibres de verre. Une comparaison des résultats

obtenus pour le retour d'angle d'origine chimique pourrait alors être faite avec la prédiction analytique.

Simulations numériques

Les futurs travaux devront inclure des simulations numériques plus poussées concernant le remplissage du moule pour les différents renforts et résines étudiés et la prédiction des contraintes résiduelles se développant au cours de la cuisson. Ces travaux pourront être effectués notamment grâce à la caractérisation complète des résines utilisées, que l'on peut trouver dans la littérature (se référer à [55] pour la caractérisation de la DER 383 et à [52] pour la CYCOM 890 RTM). Des essais de perméabilité sur le renfort en fibres de carbone seront également nécessaires. Les travaux de simulation bénéficieront également des résultats expérimentaux de ce projet pour des fins de comparaison.

CONCLUSION

Le procédé RTM représente un réel défi pour la fabrication de pièces fortement courbées. D'une part, un tel procédé implique un écoulement de la résine à travers le renfort dont le comportement est difficilement contrôlable et qui peut être la source de défauts majeurs dans la pièce. D'autre part, la géométrie relativement complexe des pièces fabriquées donne lieu à de nombreuses difficultés notamment en ce qui concerne le placement du renfort dans le moule et la bonne imprégnation de celui-ci. Dans ce projet, une attention particulière a donc été portée en premier lieu à l'élaboration d'une procédure permettant la mise en œuvre par RTM de pièces courbes de qualité satisfaisante. L'objectif premier a ainsi été atteint. Cette phase a donné lieu à la fabrication de 68 pièces au total, dont seules les 21 dernières ont fait l'objet de cette étude. Deux couples résine-renfort ont été considérés pour différents paramètres de fabrication.

La deuxième partie de l'étude a porté sur le développement d'une méthode d'évaluation de la déformation angulaire des pièces. L'approche proposée est robuste et peu coûteuse puisqu'elle consiste simplement en un traitement numérique d'image après numérisation de l'angle des pièces. Ce développement a permis de rencontrer le deuxième objectif de ce projet.

L'aboutissement de ces deux étapes a permis par la suite, grâce à l'analyse des pièces fabriquées, de mettre en évidence l'influence des paramètres de fabrication (pression d'injection et température de mise en œuvre) sur la distorsion des pièces. Conformément aux attentes, les résultats ont révélé une augmentation du retour d'angle avec la température de mise en œuvre pour les deux couples résine-renfort étudiés. La simulation du remplissage du moule à 150°C a par ailleurs permis de mettre en évidence le problème du remplissage à haute température. La pression d'injection semble n'avoir que très peu d'influence sur la déformation de la pièce. L'analyse des pièces a également révélé la présence de régions riches en résine dans les zones de courbure. Une partie de l'étude a donc été consacrée à la quantification de l'impact de ces défauts sur le retour d'angle. Il a été montré par simulation numérique, ainsi que de manière expérimentale, que les zones d'accumulation de résine pouvaient, selon leur taille, réduire de

manière significative la composante thermo-élastique du retour d'angle. Cependant elles constituent également une zone de fragilité du composite et sont donc à proscrire. Enfin, la part du retrait chimique dans les déformations angulaires a pu être sommairement quantifiée pour les deux types de pièces fabriquées. La comparaison entre les prédictions analytiques du retour d'angle d'origine thermique et les résultats expérimentaux a permis de l'évaluer à environ 45% pour les pièces en fibres de verre. En ce qui concerne les pièces en fibres de carbone, l'enregistrement de l'évolution de l'angle des pièces chauffées a permis d'estimer un retour d'angle d'origine chimique compris entre 10% et 30% du retour d'angle total, selon la température de mise en œuvre de la pièce étudiée. Cette phase a permis d'atteindre le dernier objectif fixé.

De manière générale, ce projet constitue une étape en vue d'approfondir les connaissances concernant la mise en œuvre par RTM de pièces à haute performance et de géométrie complexe et l'analyse de leurs déformations résiduelles. De plus, les travaux futurs de fabrication et de simulation pourront bénéficier des enseignements et des résultats tirés de ce projet, ainsi que des recommandations formulées.

RÉFÉRENCES

- [1] Bogetti T. et Gillespie J., "Residual Stress and Deformation in Thick Laminate Composites Undergoing Chemical Hardening and Shrinkage," 1990
- [2] Bogetti T. A. et Gillespie Jr J. W., "Process-induced stress and deformation in thick-section thermoset composite laminates," *Journal of Composite Materials*, vol. 26, no. 5, pp. 626-660, 1992.
- [3] Li C., Potter K., Wisnom M. R., et Stringer G., "In-situ measurement of chemical shrinkage of MY750 epoxy resin by a novel gravimetric method," *Composites Science and Technology*, vol. 64, no. 1, pp. 55-64, 2004.
- [4] Hill Jr R. R., Muzumdar S. V., et Lee L. J., "Analysis of volumetric changes of unsaturated polyester resins during curing," *Polymer Engineering and Science*, vol. 35, no. 10, pp. 852-859, 1995.
- [5] White S. et Kim Y., "Process-induced residual stress analysis of AS4/3501-6 composite material," *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, vol. 5, no. 2, pp. 153-186, 1998.
- [6] Ruiz E. et Trochu F., "Numerical analysis of cure temperature and internal stresses in thin and thick RTM parts," *Composites Part A (Applied Science and Manufacturing)*, vol. 36, no. 6, pp. 806-26, 2005.
- [7] Sunderland P., "Measurement and prediction techniques for internal stresses in polymers and composites," EPF Lausanne, Lausanne, 1997.
- [8] Fernlund G., Poursartip A., Twigg G., et Albert C., "Residual stress, spring-in and warpage in autoclaved composite parts," *Technical Papers -Society Of Manufacturing Engineers - All Series*, 2003.
- [9] Wisnom M. R., Gigliotti M., Ersoy N., Campbell M., et Potter K. D., "Mechanisms generating residual stresses and distortion during manufacture of polymer-matrix composite structures," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, no. 4, pp. 522-529, 2006.
- [10] Hahn H. T., "Residual Stresses In Polymer Matrix Composite Laminates " *Journal of Composite Materials*, vol. 10, no. 4, pp. 266-278, 1976.
- [11] Nairn J. A. et Zoller P., "Matrix solidification and the resulting residual thermal stresses in composites," *Journal of Materials Science*, vol. 20, no. 1, pp. 355-367, 1985.
- [12] Svanberg J. M. et Holmberg J., "Predictions of manufacturing induced shape distortions," Thèse de doctorat, Luleå University of Technology, Suède, 2002.
- [13] Hsiao K.-T. et Gangireddy S., "Investigation on the spring-in phenomenon of carbon nanofiber-glass fiber/polyester composites manufactured with vacuum assisted resin transfer molding," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 39, no. 5, pp. 834-42, 2008.

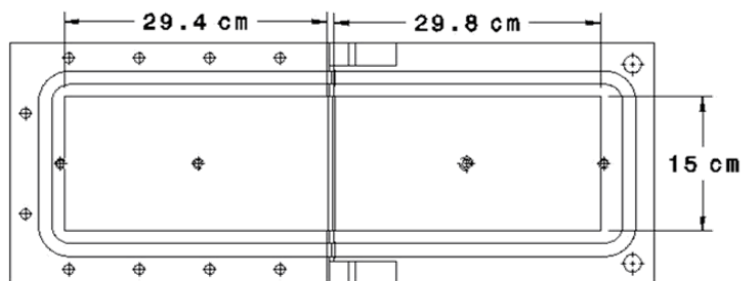
- [14] Ruiz E. et Trochu F., "Thermomechanical properties during cure of glass-polyester RTM composites: elastic and viscoelastic modeling," *Journal of Composite Materials*, vol. 39, no. 10, pp. 881-916, 2005.
- [15] Abou Msallem Y., Jacquemin F., Boyard N., Poitou A., Delaunay D., et Chatel S., "Material characterization and residual stresses simulation during the manufacturing process of epoxy matrix composites," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, no. 1, pp. 108-115, 2010.
- [16] Yates B., McCalla B. A., Phillips L. N., Kingston-Lee D. M., et Rogers K. F., "The thermal expansion of carbon fibre-reinforced plastics. V. The influence of matrix curing characteristics," *Journal of Materials Science*, vol. 14, no. 5, pp. 1207-17, 1979.
- [17] Schoch K., "Real-time measurement of resin shrinkage during cure," *Thermochimica Acta*, vol. 417, no. 1, pp. 115-118, 2004.
- [18] Johnston A. A., "An integrated model of the development of process-induced deformation in autoclave processing of composite structures," Ph.D., The University of British Columbia (Canada), Canada, 1998.
- [19] Snow A., Armistead J., et DC N. R. L. W., "Dilatometry on thermoset resins," 1991.
- [20] Kinkelaar M. et Lee L. J., "Development of a dilatometer and its application to low-shrink unsaturated polyester resins," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 45, pp. 37-50, 1992.
- [21] Haider M., Hubert P., et Lessard L., "Cure shrinkage characterization and modeling of a polyester resin containing low profile additives," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 38, no. 3, pp. 994-1009, 2007.
- [22] Khoun L. et Hubert P., "Cure shrinkage characterization of an epoxy resin system by two in situ measurement methods," *Polymer Composites*, 2009.
- [23] Thomas C. et Bur A., "In-situ monitoring of product shrinkage during injection molding using an optical sensor," *Polymer Engineering and Science*, vol. 39, no. 9, pp. 1619-1627, 2004.
- [24] Hoa S. V., Ouellette P., et Ngo T. D., "Determination of shrinkage and modulus development of thermosetting resins," *Journal of Composite Materials*, vol. 43, no. 7, pp. 783-803, 2009.
- [25] Kassem H., Abou-Msallem Y., Jacquemin F., et Poitou A., "Experimental Study of the Induced Residual Stresses During the Manufacturing Process of an Aeronautic Composite Material," *Research Journal of Applied Sciences*, vol. 2, 2010.
- [26] White S. R. et Hahn H. T., "Process modeling of composite materials: residual stress development during cure. II. Experimental validation," *Journal of Composite Materials*, vol. 26, no. 16, pp. 2423-53, 1992.
- [27] White S. R. et Hahn H. T., "Process modeling of composite materials: residual stress development during cure. I. Model formulation," *Journal of Composite Materials*, vol. 26, no. 16, pp. 2402-22, 1992.
- [28] Svanberg J. et Holmberg J., "An experimental investigation on mechanisms for manufacturing induced shape distortions in homogeneous and balanced laminates,"

- Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 32, no. 6, pp. 827-838, 2001.
- [29] Motahhari S. et Cameron J., "The contribution to residual stress by differential resin shrinkage," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 18, no. 11, pp. 1011-1020, 1999.
 - [30] Golestanian H. et El-Gizawy A. S., "Modeling of process induced residual stresses in resin transfer molded composites with woven fiber mats," *Journal of Composite Materials*, vol. 35, no. 17, pp. 1513-1528, 2001.
 - [31] Olivier P. A., "A note upon the development of residual curing strains in carbon/epoxy laminates. Study by thermomechanical analysis," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, no. 4, pp. 602-616, 2006.
 - [32] Bogetti T. A., "Influence of Cure Shrinkage on Process-Induced Stress and Deformation in Thick Thermosetting Composites," *ARMY BALLISTIC RESEARCH LAB ABERDEEN PROVING GROUND MD*, Rapport technique, 1992.
 - [33] Nelson R. H. et Cairns D. S., "Prediction of dimensional changes in composite laminates during cure," in *34th International SAMPE Symposium and Exhibition - Tomorrow's Materials: Today, May 8, 1989 - May 11, 1989, Reno, NV, USA*, vol. 34, 1989, pp. 2397-2410
 - [34] Wiersma H. W., Peeters L. J. B., et Akkerman R., "Prediction of springforward in continuous-fibre/polymer L-shaped parts," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 29, pp. 1333-1342, 1998.
 - [35] Ersoy N., Potter K., Wisnom M. R., et Clegg M. J., "Development of spring-in angle during cure of a thermosetting composite," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 36, no. 12, pp. 1700-1706, 2005.
 - [36] Prasatya P., McKenna G. B., et Simon S. L., "A viscoelastic model for predicting isotropic residual stresses in thermosetting materials: Effects of processing parameters," *Journal of Composite Materials*, vol. 35, no. 10, pp. 826-848, 2001.
 - [37] Twigg G., Poursartip A., et Fernlund G., "Tool-part interaction in composites processing. Part I: Experimental investigation and analytical model," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 35, no. 1, pp. 121-133, 2004.
 - [38] Khoun L. et Hubert P., "Investigation of the dimensional stability of carbon epoxy cylinders manufactured by resin transfer moulding," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, no. 1, pp. 116-124, 2010.
 - [39] Twigg G., Poursartip A., et Fernlund G., "Tool-part interaction in composites processing. Part II: Numerical modelling," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 35, no. 1, pp. 135-141, 2004.
 - [40] de Oliveira R., Lavanchy S., Chatton R., Costantini D., Michaud V., Salathé R., et Månson J. A. E., "Experimental investigation of the effect of the mould thermal expansion on the development of internal stresses during carbon fibre composite processing," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 39, no. 7, pp. 1083-1090, 2008.

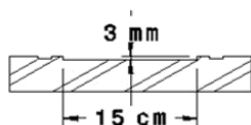
- [41] Fernlund G., Rahman N., Courdji R., Bresslauer M., Poursartip A., Willden K., et Nelson K., "Experimental and numerical study of the effect of cure cycle, tool surface, geometry, and lay-up on the dimensional fidelity of autoclave-processed composite parts," *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 33, no. 3, pp. 341-351, 2002.
- [42] Darrow Jr D. A. et Smith L. V., "Isolating components of processing induced warpage in laminated composites," *Journal of Composite Materials*, vol. 36, no. 21, pp. 2407-2419, 2002.
- [43] KLINKOVA O., DRAPIER S., et BERGHEAU J. M., "Characterization of cured-induced residual stresses," *JEC composites*, no. 67, pp. 49-52, 2011.
- [44] Albert C. et Fernlund G., "Spring-in and warpage of angled composite laminates," *Composites Science and Technology*, vol. 62, no. 14, pp. 1895-1912, 2002.
- [45] Radford D. W. et Rennick T. S., "Separating sources of manufacturing distortion in laminated composites," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 19, pp. 621-641, 2000.
- [46] Radford D. W., "Shape stability in composites," Rensselaer Polytechnic Inst., Troy, NY (USA), Rapport technique, 1987.
- [47] Causse P., "Développement et analyse du procédé d'injection flexible pour la mise en forme de pièces composites fortement courbées," École Polytechnique de Montréal, 2011.
- [48] Huang C. et Yang S., "Warping in advanced composite tools with varying angles and radii," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 28, no. 9-10, pp. 891-893, 1997.
- [49] Yoon K. et Kim J., "Effect of thermal deformation and chemical shrinkage on the process induced distortion of carbon/epoxy curved laminates," *Journal of Composite Materials*, vol. 35, no. 3, pp. 253, 2001.
- [50] Dong C., "Dimension Variation Prediction and Control for Composites," Citeseer, 2003.
- [51] Hoa S. V., *Principles of the manufacturing of composite materials*: DEStech Publications, Inc, 2009.
- [52] Khoun L., "Process-induced stresses and deformations in woven composites manufactured by resin transfer moulding," Ph.D., McGill University (Canada), Canada, 2009.
- [53] Schapery R., "Thermal expansion coefficients of composite materials based on energy principles," *Journal of Composite Materials*, vol. 2, no. 3, pp. 380-404, 1968.
- [54] Drown E., Al Moussawi H., et Drzal L., "Glass fiber'sizings' and their role in fiber-matrix adhesion," *Journal of adhesion science and technology*, vol. 5, no. 10, pp. 865-881, 1991.
- [55] Ruiz E., Billotte C., Morin-Bernard F., Carra F., et Baurier H., "Chemical Shrinkage and Thermomechanical Characterization of an Epoxy Resin During Cure by a Novel In Situ Measurement Method," South Korea, 2011

ANNEXE 1

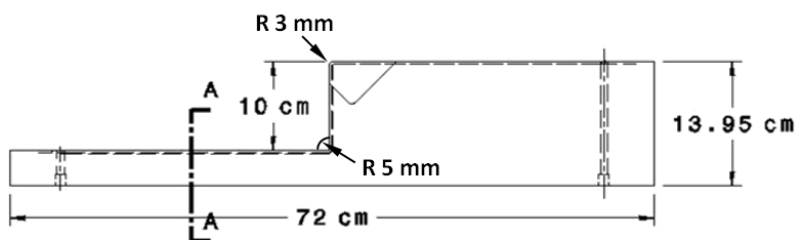
Dimensions du moule de fabrication



Vue de dessus
Echelle : 1:5



Section A-A
Echelle : 1:5



Vue de face
Echelle : 1:5

ANNEXE 2

Modification du moule de fabrication

Cette annexe présente la première configuration du moule de fabrication et les modifications qui y ont été apportées afin d'optimiser l'efficacité des manipulations.

1. Adaptation au procédé RTM

La Figure 1 montre un dessin du moule de fabrication. L'installation consiste en deux moitiés de moule symétriques en aluminium (nommées contre-moule pour la moitié supérieure et moule inférieur pour l'autre moitié).

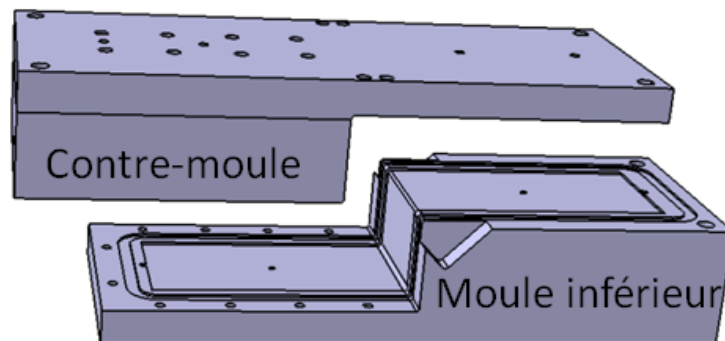


Figure 1 : Forme du moule de fabrication.

Le moule utilisé a initialement été conçu pour le procédé d'injection flexible PolyFlex. Pour l'adapter au procédé RTM, la cavité du contre-moule (6 mm), servant à l'injection du fluide de compaction nécessaire au procédé PolyFlex, a été comblée. À cette fin, trois plaques ont été vissées au contre-moule (Figure 2). De la sorte, la cavité d'injection du moule a été réduite à une profondeur de 3 mm.

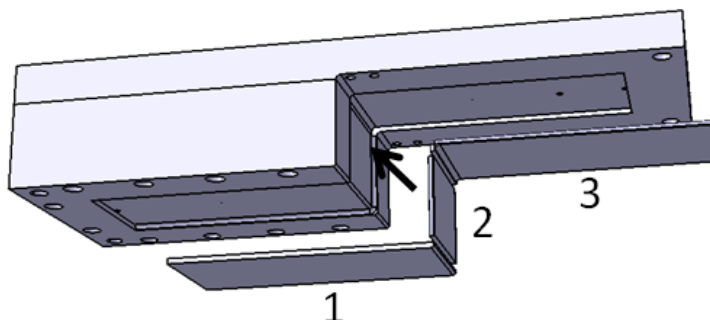


Figure 2 : Insertion de trois plaques pour combler la cavité du contre-moule.

Au cours de l'étude, le montage expérimental a été modifié afin de diminuer le temps total de mise en œuvre et la reproductibilité du procédé. Ci-après, les deux configurations du moule sont présentées.

2. Configuration initiale

2.1. Fermeture manuelle

Dans cette configuration, toute la fermeture du moule est opérée de manière manuelle. Premièrement, le contre-moule est déposé sur le moule à l'aide d'un palan (Figure 3). Cette manœuvre est peu précise et le contre-moule peut ne pas se positionner correctement du à l'existence d'un léger jeu dans la fermeture, comme illustré sur la Figure 4. Ceci peut poser deux problèmes. D'une part, la fermeture du moule n'est pas homogène d'une pièce à l'autre, d'autre part cela peut conduire à des problèmes d'étanchéité lors du serrage du moule. Dans ce cas, la solution consiste à rouvrir le moule et à le repositionner correctement. Il va sans dire que cela constitue une consommation de temps qui pourrait être évitée avec un système de fermeture automatisé.

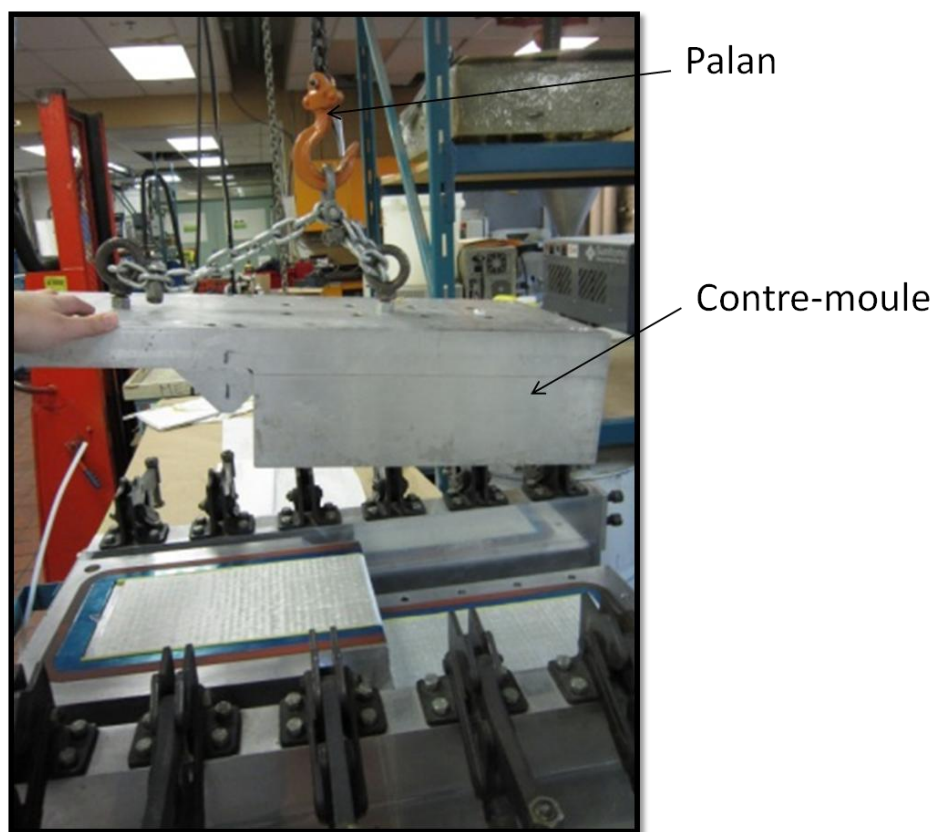


Figure 3 : Fermeture du moule à l'aide d'un palan.

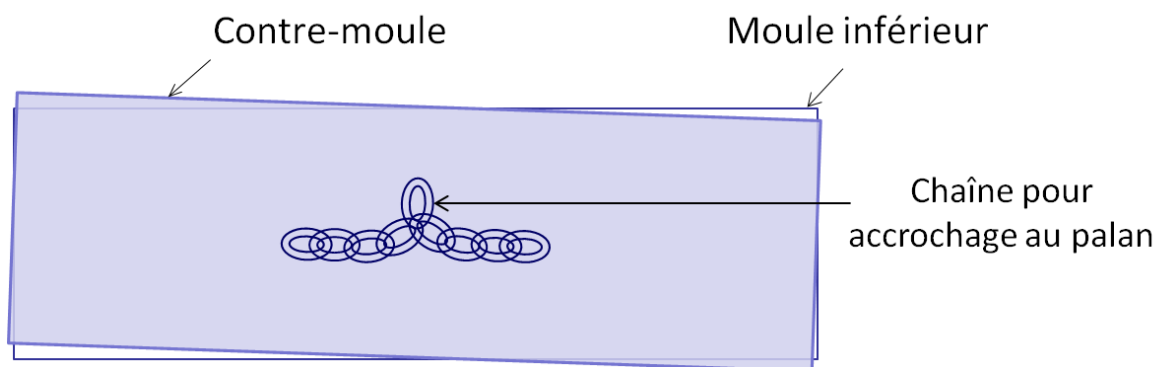


Figure 4 : Illustration de mauvais positionnement du contre-moule sur le moule inférieur (vue du dessus).

L'ensemble (moule inférieur - contre-moule) repose sur un support contenant douze poignées et assurant le serrage de la structure par le sommet (Figure 5). Une plaque latérale est vissée en complément afin d'assurer une pression sur la partie verticale du moule.

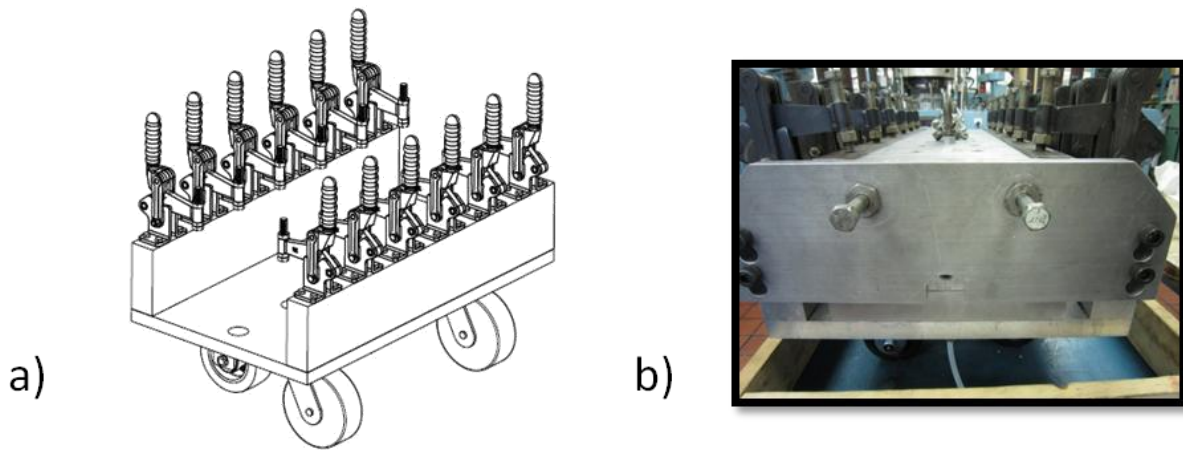


Figure 5 : Système de serrage du moule : a) support avec poignées pour serrage au sommet ; b) plaque latérale pour serrage sur la partie verticale.

Ce système de fermeture est relativement lourd d'utilisation. Chaque poignée de serrage doit être vissée individuellement à l'aide d'une clé dynamométrique. Le couple de serrage appliqué aux vis est augmenté de manière progressive (de 12 N.m à 17 N.m) et les vis sont serrées selon un ordre bien précis afin d'assurer l'étanchéité du moule (Figure 6). Il est important de suivre la séquence de serrage illustrée sur la Figure 6, afin que la force de serrage reste la plus homogène possible sur tout le moule. Cependant, compte-tenu de la variabilité de la fermeture mentionnée plus tôt, cela ne suffit pas toujours à assurer l'étanchéité du moule et plusieurs manipulations peuvent être nécessaires avant d'obtenir une fermeture bien hermétique.

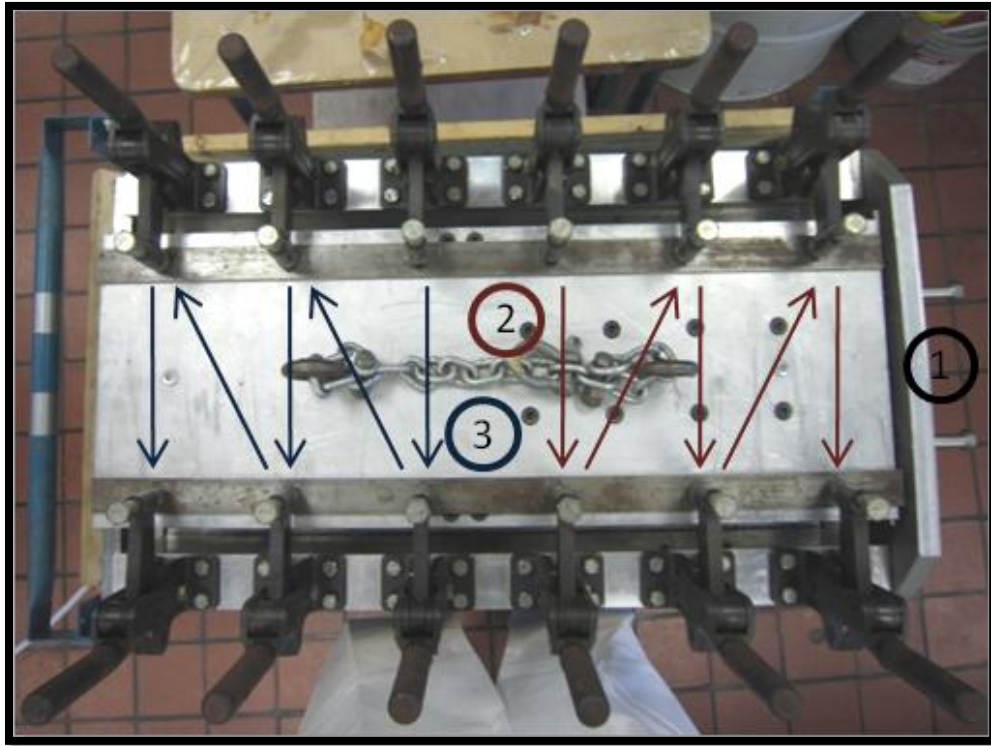


Figure 6 : Séquence optimale de fermeture du moule.

2.2 Chauffage du moule

Dans ce projet, les pièces réalisées sont cuites à haute température ($> 100^{\circ}\text{C}$), il est donc nécessaire de chauffer le moule. L'installation n'intégrant pas de système de chauffage, une fois fermé et l'étanchéité vérifiée, le moule est déplacé dans un four (Figure 7) où il faudra environ cinq heures pour que la cavité d'injection atteigne une température d'environ 140°C . Le chauffage du moule est donc extrêmement long. De plus, la température à l'intérieur du moule n'est pas contrôlable, à moins de placer des thermocouples dans la cavité de celui-ci, ce qui résulterait en un temps de préparation considérablement plus long, qui devrait être renouvelé à chaque pièce. Généralement, deux demi-journées sont nécessaires à la préparation totale du moule (fermeture et chauffage).



Figure 7 : Chauffage du moule dans le four.

2.3 Conclusion

Cette configuration demande donc des manipulations lourdes, laborieuses et particulièrement voraces en temps. Ainsi, afin de minimiser le temps de préparation et d'optimiser la maniabilité et l'efficacité des manipulations effectuées, une nouvelle configuration a été mise en place, comprenant notamment un système de fermeture automatisé et un chauffage intégré. Le Tableau 1 présente les solutions qui ont été apportées par la configuration 2 vis-à-vis des problèmes liés à la configuration 1. La nouvelle configuration adoptée est présentée dans la section suivante.

Tableau 1 : Problèmes liés à la configuration 1 et solutions apportées par la configuration 2

<i>Problèmes de la configuration 1</i>	<i>Solutions apportées dans la configuration 2</i>
Fermeture et serrage du moule laborieux	Fermeture du moule dans une presse hydraulique
Fermeture du moule irrégulière	Intégration de goupilles de positionnement
Ajustement difficile sur la partie verticale	Inclinaison du moule
Chauffage lent et inégal	Intégration de plaques chauffantes
Température de la cavité inconnue	Intégration de thermocouples

3. Configuration finale

La Figure 8 montre les modifications apportées au moule. Noter que les composants détaillés en (a) sont les mêmes pour les deux moitiés du moule, ces dernières étant symétriques. Comme expliqué précédemment, pour permettre un ajustement optimal des deux parties du moule au niveau de la face verticale, le contre-moule et le moule inférieur sont inclinés d'un angle de 10° grâce à l'ajout de cales en aluminium (a). L'angle d'inclinaison a été déterminé de manière à avoir une masse d'aluminium supplémentaire la plus faible possible tout en assurant une inclinaison suffisante pour atteindre le but souhaité.

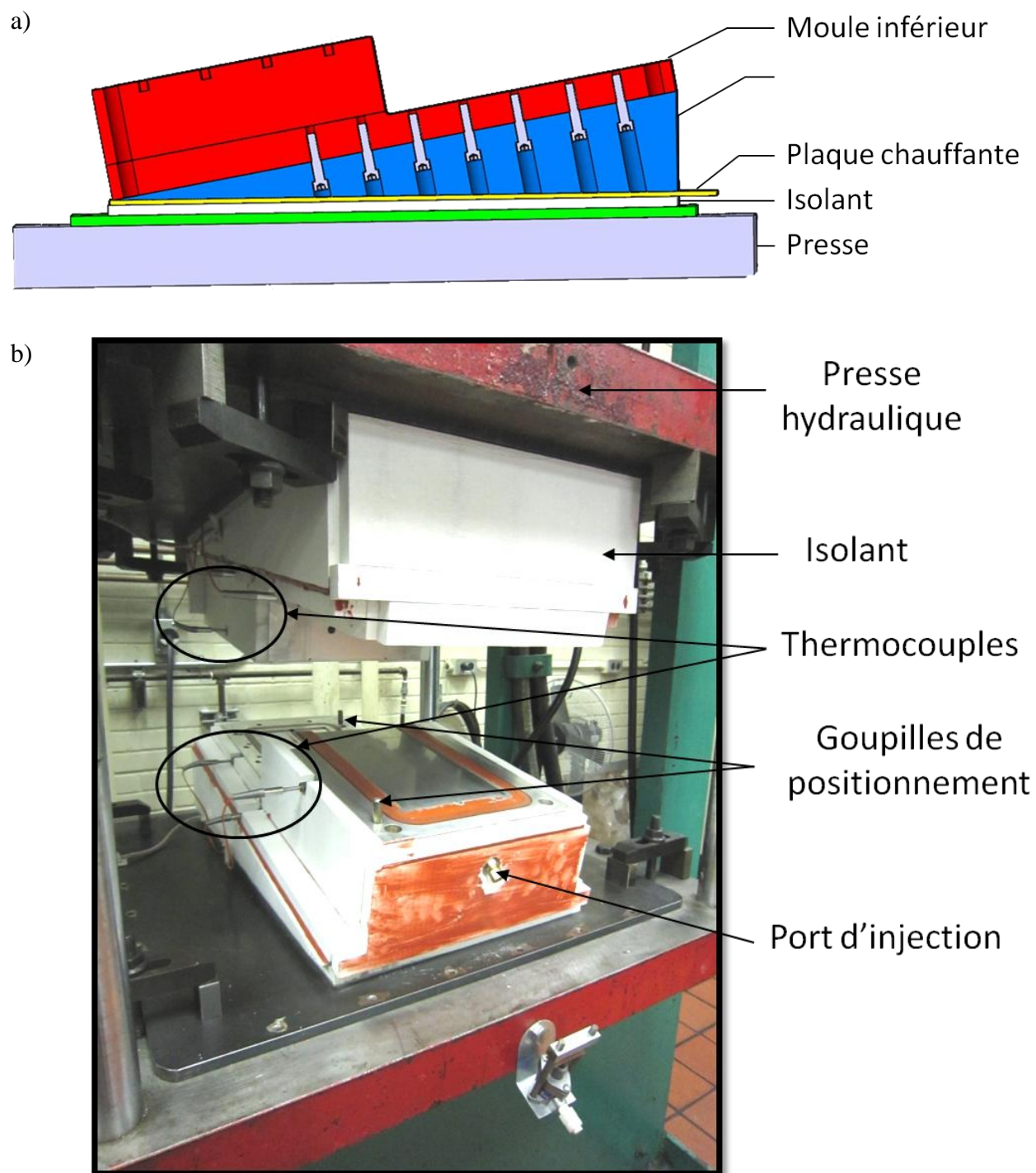
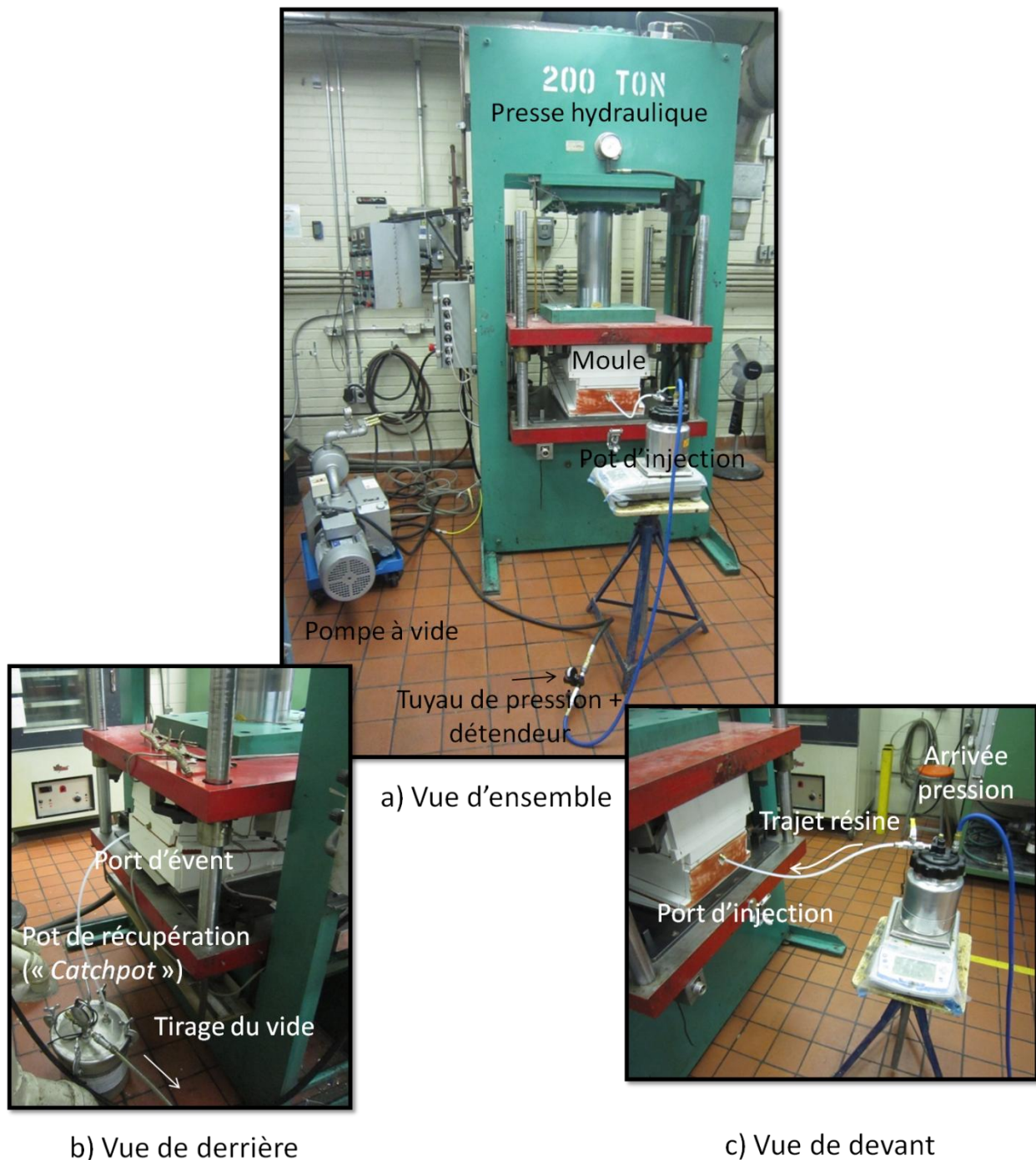


Figure 8 : Composants du moule dans la configuration 2.

Une plaque chauffante est insérée sous chaque moitié (a) afin d'assurer un chauffage uniforme et rapide. Les deux parties du moule sont fixées aux plaques de la presse hydraulique. Pour garantir l'efficacité du chauffage, le moule est isolé thermiquement grâce à des plaques isolantes collées sur toutes les parois (b). Pour un contrôle optimal de la température, chaque partie du moule est dotée de deux thermocouples placés au centre et à 10 mm de profondeur de leur surface et d'un placé au centre de masse demi-moule+cale (b). Le thermocouple placé au centre de masse contrôle la plaque chauffante de la partie du moule dans laquelle il est situé, les deux autres indiquent la température de la cavité. Enfin, deux goupilles d'alignement sont ajoutées à chaque extrémité de la partie inférieure du moule pour garantir le bon alignement des deux demi-moules lors de la fermeture (b). Noter que pour des questions techniques, les ports d'injection et d'évent, initialement verticaux et accessibles par le dessous du moule, ont été inclinés afin d'être accessibles par les faces latérales avant et arrière. Cela a également permis de faciliter la mise en place des tuyaux et le démoulage de la pièce. L'automatisation de la fermeture du moule par le biais de la presse hydraulique garantit une force de fermeture identique et uniforme à chaque manipulation et ce en un temps minime (< 1 minute). Les modifications apportées au moule permettent également un chauffage rapide (1h30 pour atteindre 130°C), contrôlé et uniforme. Cette nouvelle configuration apporte donc un gain de temps considérable, une maniabilité accrue et une répétabilité au niveau de la préparation du moule.

ANNEXE 3

Description du montage expérimental



ANNEXE 4

Procédure expérimentale – Fibres de verre + DER 383

Découpage des fibres ; 4 plis, 12.8 cm x 66 cm (env. 1h) :

Équipement nécessaire :

- 1 rouleau de tissu en fibre de verre Saeruni
- 1 règle-équerre de longueur supérieure à la largeur du rouleau
- 2 serre-joints
- 1 roulette à découper
- 1 feutre marqueur noir
- 1 table de découpe

Procédure :

1. Dérouler le tissu sur la table (environ 1 m).
2. Mesurer 68 cm depuis le bord libre.
3. Placer la règle-équerre selon les points. La découpe se fera côté rouleau, en cas de raté.
4. Serrer la règle-équerre d'un côté à l'aide d'un serre-joint.
5. Contrôler le bon positionnement de la règle par rapport aux points, puis la perpendicularité (s'aider des torons).
6. Serrer l'autre côté de la règle.
7. Découper avec la roulette.
8. Desserrer la règle.
9. Enrouler le tissu restant.
10. Mesurer 14 cm dans le sens perpendiculaire aux fibres et découper de la même manière. Recommencer jusqu'au bout de la bande.
11. Recouper chaque pli à 66 cm de long et 12.8 cm de large (il est plus simple de découper entre 2 torons).
12. Nettoyer, ranger.

Préparation du moule (env. 1h) :

Équipement nécessaire :

- démoulant Zyvax en spray
- 150 cm de tuyau en téflon à paroi épaisse ($\varnothing_{\text{int}} = 5/16''$)

- 1 cutter
- environ 130 cm de dum-dum
- 4 plis de fibre de verre (tissu Saeruni)
- 2 bagues de compression + écrou ($\varnothing=9/16''$)

Procédure :

1. Appliquer 4 couches d'agent démoulant Zyxax sur le moule et le contre-moule (laisser sécher 15 minutes entre chaque couche).
2. Découper deux tuyaux de téflon à paroi épaisse ; évent = 75 cm, injection = 65 cm (couper une extrémité de chaque en biseau).
3. Placer les tuyaux dans le moule : bague de compression + écrou
4. Placer 2 bandes de dum-dum le long de la cavité.
5. Placer les 4 plis un par un entre les bandes de dum-dum, en veillant à ce que les fibres ne dépassent pas sur le moule (Figure 1).

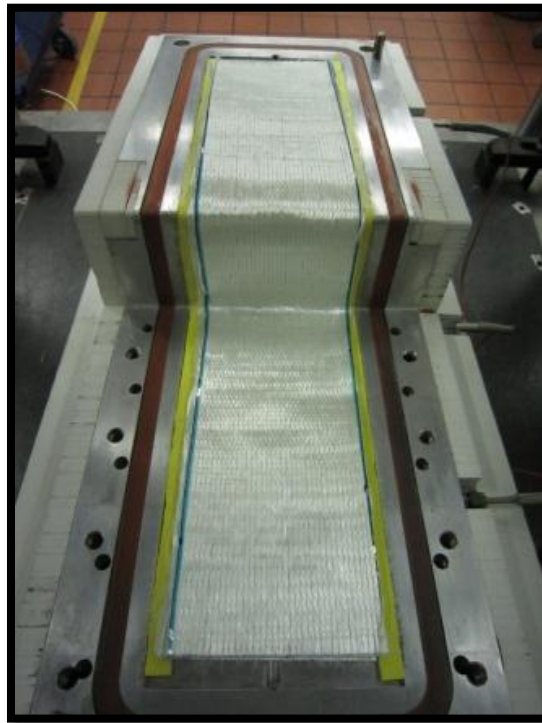


Figure 1 : Plis et dum-dum.

6. Coller les fibres qui dépassent sur le dum-dum (ou les enlever si possible) ; rien ne doit dépasser sur le moule ni sur le joint.
7. Allumer la presse et le contrôleur, fermer le moule.

8. Allumer le contrôleur du chauffage du moule et régler à la température voulue (compter 1h30 de chauffage pour 130°C).

Préparation de la résine (env. 1h) :

Matériel nécessaire :

- résine DER (env. 170 g)
- durcisseur MTHPA (env. 140 g)
- catalyseur DMI/EMI (env. 3 g)
- 1 ensemble pompe + cloche à vide
- pot d'injection
- tuyau relié au réseau d'air comprimé
- 1 balance
- 1 pot en plastique jetable propre

Procédure :

1. Mettre le pot en plastique vide sur la balance et faire la tare.
2. Verser 170 g de résine DER, noter la valeur exacte (m_{DER}).
3. Faire la tare.
4. Verser le durcisseur MTHPA ($m_{\text{MTHPA}} = 0.8 * m_{\text{DER}}$), noter la valeur exacte (m_{MTHPA}).
5. Enlever le pot de la balance et mélanger avec une spatule. Reposer l'ensemble sur la balance.
6. Faire la tare.
7. Verser le catalyseur DMI/EMI ($m_{\text{DMI/EMI}} = 0.015 * m_{\text{DER}}$), noter la valeur exacte ($m_{\text{DMI/EMI}}$).
8. Enlever le pot de la balance et mélanger avec la spatule jusqu'à ce que le mélange soit homogène.
9. Mettre le pot en plastique dans la cloche à vide et tirer le vide.
10. Attendre que le mélange mousse, laisser entrer de l'air (robinet de la cloche) pour que la mousse ne déborde pas du pot. Continuer ainsi jusqu'à ce que le mélange ne mousse plus
11. Idéalement, laisser le mélange sous vide 30 min à 1 h.
12. Éteindre la pompe à vide et verser le mélange dans le pot d'injection (préalablement vérifier qu'il est propre) en l'inclinant, pour éviter de mettre de l'air dans le mélange.
13. Visser le couvercle du pot d'injection fermement et vérifier que le robinet d'injection est bien fermé.
14. Mettre le pot sous pression (40 psi) et vérifier qu'il n'y a pas de fuite d'air (à l'oreille).
15. Débrancher le tuyau de pression, enlever la pression du pot.

Injection (préparation env. 10 min, injection env. 5 min) :

1. Brancher le catch-pot à l'évent.
2. Brancher le pot d'injection, mettre une balance en dessous (pour vérifier qu'on injecte).
3. Brancher la pompe à vide sur le catch-pot.
4. Brancher la pression sur le pot d'injection, régler la pression voulue (robinet de pression ouvert).
5. Mettre la presse hydraulique en maintien en force, 20T (ouvrir le robinet d'arrivée d'eau).
6. Allumer la pompe à vide, vérifier que le vide est bien fait.
7. Ouvrir le robinet d'injection.
8. Mesurer le temps d'injection.
9. Fermer l'évent dès la première apparition de résine.
10. Arrêter la pompe à vide.
11. Mettre la pression de consolidation à 40 psi jusqu'à ce qu'au temps de gel de la résine (laisser env. 10 minutes par sécurité).
12. Arrêter le maintien en force et fermer le robinet d'eau.
13. Arrêter le chauffage.
14. Arrêter la pression, débrancher le tout.
15. Laisser refroidir.

Nettoyage (env. 30 min) :

1. Vider les restes du pot d'injection : peser le restant de résine.
2. Laisser polymériser sous la hotte.
3. Verser de l'époxol souillé dans pot d'injection et le fermer.
4. Appliquer une pression de 10psi (ouvrir et fermer le robinet fréquemment pour bien le nettoyer).
5. Répéter l'opération 3 fois et une 4^{ième} fois avec de l'époxol propre.
6. Faire un nettoyage final à l'acétone (pot, couvercle et tuyaux).
7. Bien essuyer le pot d'injection.

Démoulage et nettoyage (env. 10 min) :

1. Ouvrir le moule (attendre $T_{\text{moule}} < 50^{\circ}\text{C}$).
2. Retirer les tuyaux (récupérer écrous de serrage).
3. Démouler la pièce.
4. Retirer tout résidu de résine (surtout dans les ports d'injection et d'évent).

ANNEXE 5

Procédure expérimentale – Fibres de carbone + CYCOM 890RTM

Découpage des fibres ; 7 plis, 12.2 cm x 66 cm (env. 1h) :

Équipement nécessaire :

- 1 rouleau de tissu en fibres de carbone Sigmatex
- 1 règle de 1m
- 1 roulette à découper
- 1 feutre marqueur argenté
- 1 table de découpe
- 1 rouleau de ruban adhésif haute température Airtech (tape bleu)

Procédure :

1. Dérouler le tissu sur la table (environ 1 m).
2. Mesurer 66 cm dans le sens chaîne (tracer un trait).
3. Découper le bord du rouleau.
4. Mesurer 12.2 cm dans le sens trame (faire plusieurs points).
5. Mettre du ruban adhésif en suivant les points précédents (les points doivent être au milieu de la bande de ruban adhésif).
6. Découper le pli avec la roulette.
7. Recommencer jusqu'au bout de la bande.
8. Enrouler le tissu restant.
9. Nettoyer, ranger.

Préparation du moule (env. 1h) :

Équipement nécessaire :

- démoulant Chemlease 70-90 en bidon
- 80 cm de tuyau en téflon à paroi épaisse ($\varnothing_{\text{ext}} = 5/16''$)
- 65 cm de tuyau en téflon à paroi mince ($\varnothing_{\text{ext}} = 5/16''$, $\varnothing_{\text{int}} = 1/4''$)
- env. 20 cm de tuyau en cuivre droit ($\varnothing_{\text{ext}} = 5/16''$, $\varnothing_{\text{ext}} = \varnothing_{\text{int}} = 1/4''$)
- 1 coupe tuyau

- papier à sabler (grain 320)
- 1 couteau
- environ 130 cm de dum-dum haute température
- 7 plis de fibre de carbone
- 2 bagues de compression + écrou ($\varnothing=5/16''$)
- graisse

Procédure :

1. Appliquer 5 couches d'agent démoulant 70-90 sur le moule et le contre-moule (laisser sécher 10 minutes entre chaque couche).
2. Découper un tuyau en téflon paroi épaisse pour l'évent de 80 cm.
3. Découper un tuyau en téflon paroi mince de 65cm pour l'injection.
4. Couper une extrémité de chaque en biseau.
5. Couper deux tuyaux en cuivre, un de 10 cm et un de 3 cm, les sabler.
6. Graisser les tuyaux en cuivre, rentrer le petit morceau dans le tuyau en téflon à paroi mince, côté non biseauté, et le grand de l'autre côté, tel qu'illustré sur la Figure 1.



Figure 1 : Tuyau en cuivre à l'intérieur d'un tuyau en Téflon.

7. Placer les tuyaux dans le moule : bague de compression + écrou.
8. Placer 2 bandes de dum-dum le long de la cavité.
9. Placer les 7 plis un par un entre les bandes de dum-dum, en veillant à ce que les fibres ne dépassent pas sur le moule (Figure 2).

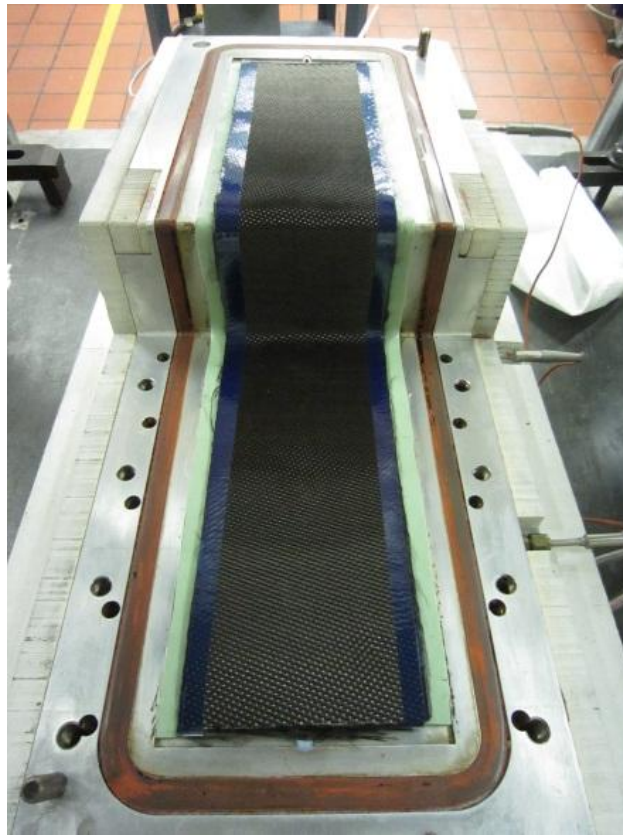


Figure 2 : Plis et dum-dum.

10. Coller les fibres qui dépassent sur le dum-dum (ou les enlever si possible), rien ne doit dépasser sur le moule ni sur le joint.
11. Allumer la presse et le contrôleur, fermer le moule.
12. Allumer le contrôleur du chauffage du moule et régler à la température voulue (compter 3h de chauffage pour 180°C).

Préparation de la résine et du pot d'injection (env. 1h) :

Matériel nécessaire :

- résine CYCOM 890 RTM (env. 310 g)
- 1 pompe à vide
- bain-marie 80°C
- pot d'injection (adapté avec chauffage et prise de vide)

- dispositif de chauffage du pot
- tuyau relié au réseau d'air comprimé
- 1 balance (précision 0.01 g)
- 1 pot en plastique jetable propre

Procédure :

1. Mettre le pot en plastique vide sur la balance et faire la tare.
2. Verser 310 g de résine CYCOM 890 RTM, noter la valeur exacte (m_{CYCOM}).
3. Mettre le pot en plastique plein dans le bain-marie préalablement chauffé à 80°C.
4. Attendre que la résine soit suffisamment liquide pour être versée (environ 30 minutes).
5. Verser la résine chaude dans le pot d'injection en l'inclinant.
6. Visser le couvercle du pot d'injection, tirer le vide dans le pot, visser fermement le couvercle, remettre le pot à la pression atmosphérique.
7. Mettre le pot à chauffer à 80°C (voir Figure 3).
8. Mettre le pot sous pression (40 psi) et vérifier qu'il n'y a pas de fuite d'air (à l'oreille).
9. Débrancher le tuyau de pression, enlever la pression du pot.

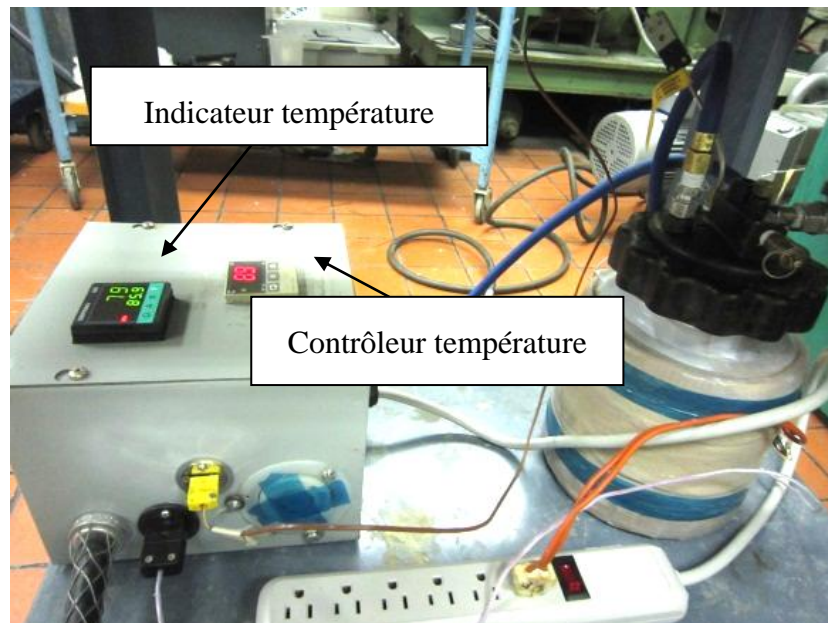


Figure 3 : Dispositif de chauffage du pot d'injection.

Injection (préparation env. 4h, injection env. 5 min) :

1. Brancher le catch-pot à l'évent.
2. Brancher le pot d'injection (bague de compression + écrou), mettre une balance en dessous (pour vérifier qu'on injecte).
3. Brancher la pompe à vide sur le catch-pot.
4. Brancher la pression sur le pot d'injection, régler la pression voulue (robinet de pression ouvert).
5. Mettre la presse hydraulique en maintien en force, 20 T (ouvrir le robinet d'arrivée d'eau).
6. Allumer la pompe à vide, vérifier que le vide est bien fait .
7. Ouvrir le robinet d'injection.
8. Mesurer le temps d'injection.
9. Fermer l'évent dès la première apparition de résine.
10. Arrêter la pompe à vide.
11. Mettre la pression de consolidation à 40 psi jusqu'à ce que la résine polymérise (1h30 pour les cuissons à 200°C, 2h pour celles à 180°C et 4h pour celles à 160°C).
12. Arrêter le maintien en force et fermer le robinet d'eau.
13. Arrêter le chauffage.
14. Arrêter la pression, débrancher le tout.
15. Laisser refroidir.

Nettoyage (env. 30 min) :

1. Vider les restes du pot d'injection : peser le restant de résine.
2. Laisser polymériser sous la hotte.
3. Verser l'époxol souillé dans pot d'injection et fermer le pot.
4. Appliquer une pression de 10psi (ouvrir et fermer le robinet fréquemment pour bien le nettoyer).
5. Répéter l'opération 3 fois et une 4^{ième} fois avec de l'époxol propre.
6. Faire un nettoyage final à l'acétone (pot, couvercle et tuyaux).
7. Bien essuyer le pot d'injection.

Démoulage et nettoyage (env. 10 min) :

5. Ouvrir le moule (attendre $T_{\text{moule}} < 50^{\circ}\text{C}$).
6. Retirer les tuyaux (récupérer écrous de serrage).
7. Démouler la pièce.
8. Retirer tout résidu de résine (surtout dans les ports d'injection et d'évent).

ANNEXE 6

Procédure pour la mesure des angles

Préparation des échantillons (scie à diamants, 4^e étage) :

1. Découper les extrémités de la pièce à 10 cm des angles internes.
2. Découper les bords de la pièce de manière à enlever toute la partie dum-dum (et ruban adhésif s'il y en a) (Figure 1).



Figure 1 : Découpage des bords d'une pièce.

3. Sabler les bords des échantillons :
 - a. Papier sablé gros grain pour retirer les fils de couture, sur les arrêtes.
 - b. Papier oxyde d'aluminium résistant à l'eau : 320 grains puis 600 grains (mettre de l'eau sur le papier pour éviter la poussière).

Numérisation de la pièce :

1. Allumer le scanner CANON CanoScan 5600F.

2. Déposer l'échantillon sur la vitre du scanner. Le positionner bien au centre (horizontalement) et bien droit, à l'aide d'une équerre posée sur le pourtour en plastique (attention à ne pas poser l'équerre directement sur la vitre, risques de rayure) (Figure 2).

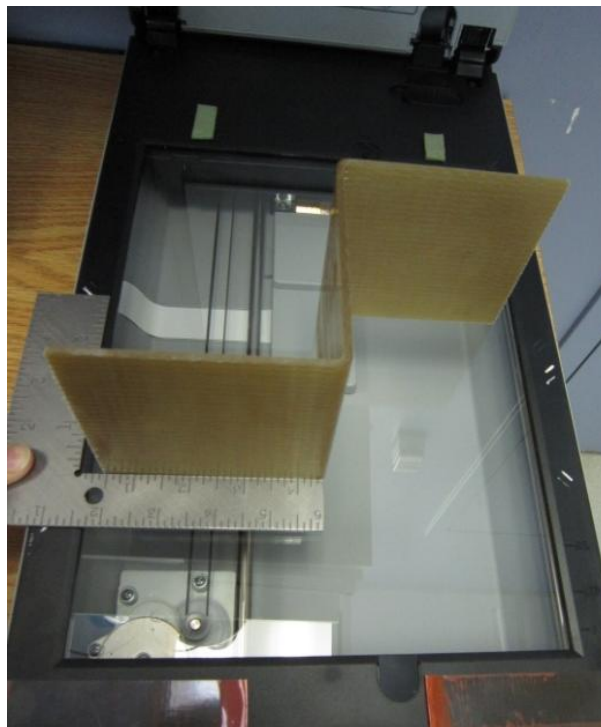


Figure 2 : Positionnement de l'échantillon sur la vitre du scanner.

3. Déposer une boîte en carton par-dessus, pour faire le noir lors de la numérisation.
4. Lancer le programme PhotoStudio 5.5.
5. Aller dans « Acquisition » (Figure 3).

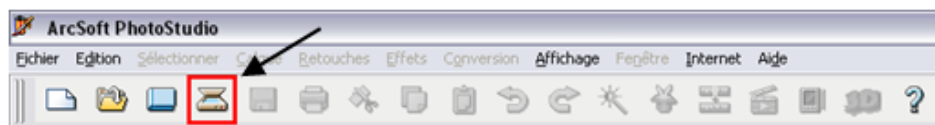


Figure 3 : Barre des tâches PhotoStudio.

6. Dans « Paramètres de sortie », indiquer la résolution (600 pp).

7. Lancer un aperçu.
8. Dans « Paramètres d'entrée », modifier la taille de la fenêtre de sélection (70 x 70 mm) et sélectionner l'angle d'intérêt (Figure 4).

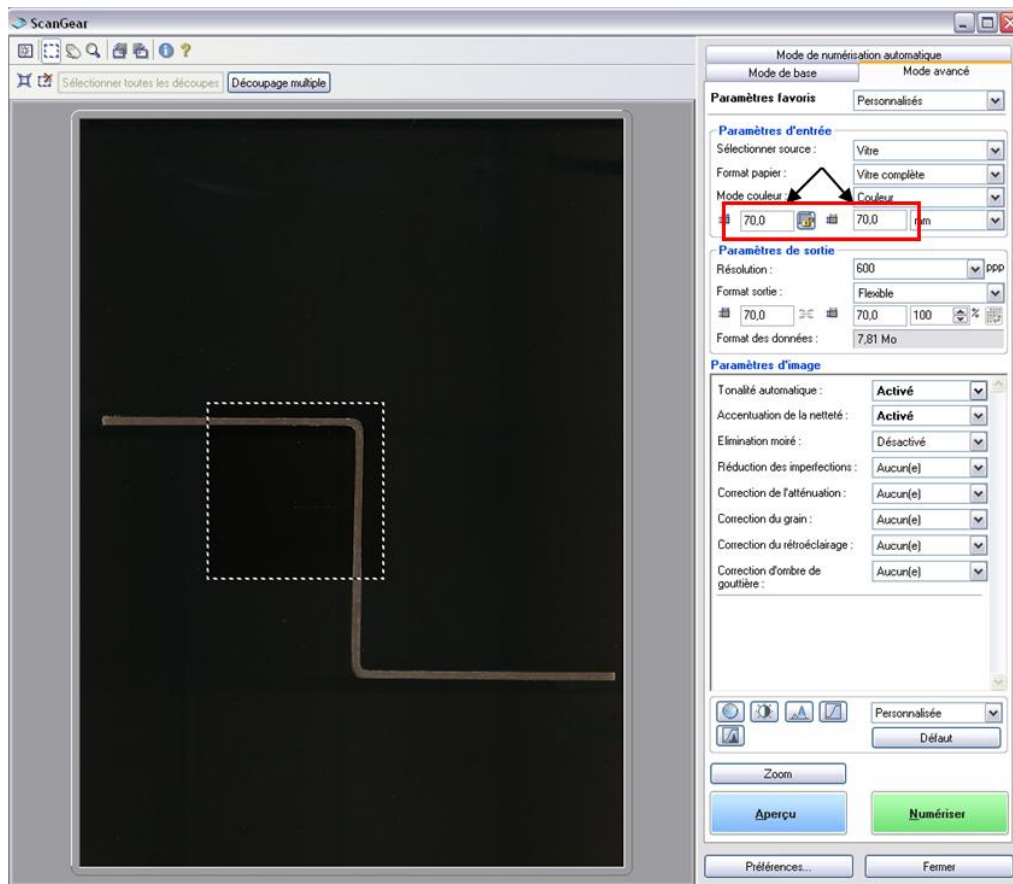


Figure 4 : Numérisation de l'image.

9. Cliquer sur « Numériser ».
10. Enregistrer l'image (exemple de nom : IDpièce-IDangle, ex : 1601-BD).
11. Pour les angles de droite (HD et BD), retourner l'image à l'aide de Microsoft Office Picture (« retourner horizontalement »), car le programme ne fonctionne que pour des angles orientés comme sur la figure ci-dessus.

Traitement de l'image :

1. Lancer Matlab.

2. Ouvrir le fichier « mesure6_ext_int.m ».
3. Dans la fenêtre « Current Directory », ouvrir le dossier qui contient les angles à mesurer (Figure 5).

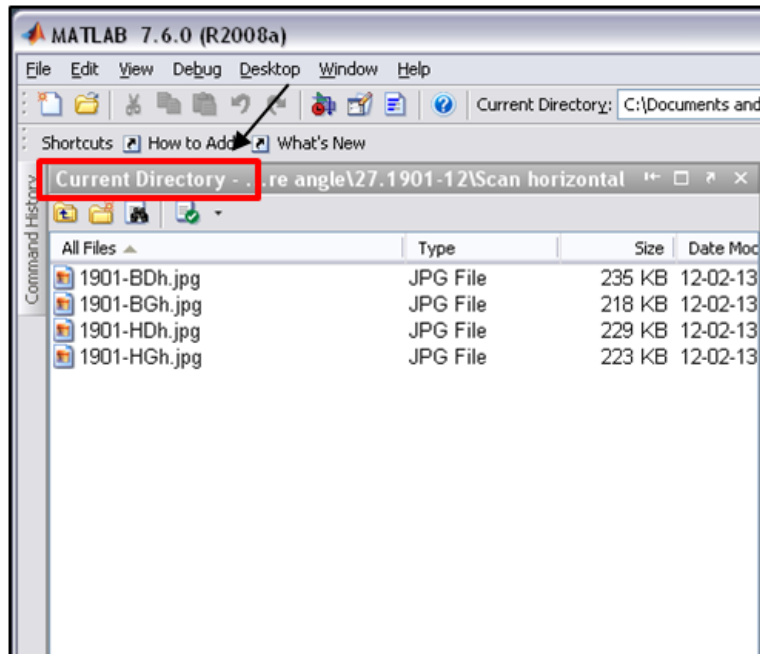


Figure 5 : Fenêtre « Current Directory ».

4. Dans la fenêtre « Editor » (Figure 6).

%Entrée nom image à traiter

Nom_image= nom exact du fichier sans l'extension (inscrire entre les guillemets)

ID_piece = identification de l'angle et de la pièce qui sera affichée sur l'image finale
(inscrire entre les guillemets)

5. Lancer le programme (Figure 6).

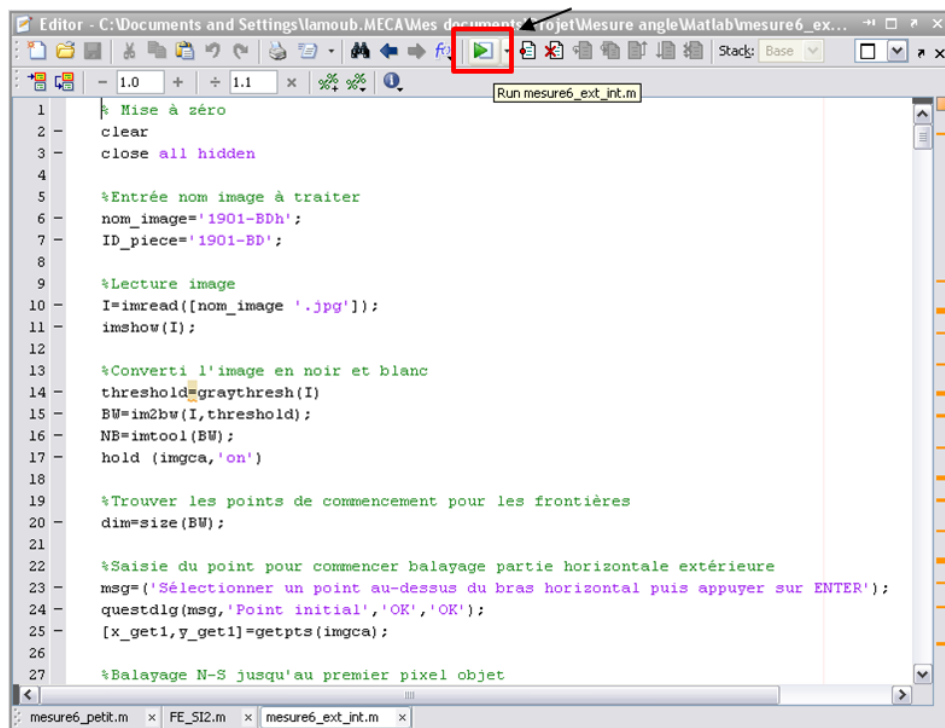


Figure 6 : Fenêtre « Editor ».

6. Si le message suivant apparaît, cliquer sur « Add to Path » (Figure 7).

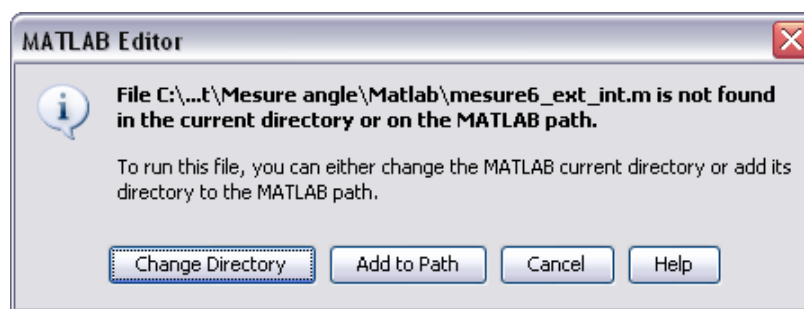


Figure 7 : Fenêtre « Matlab Editor ».

7. Suivre les instructions apparaissant dans les boîtes de dialogue (Figure 8) :

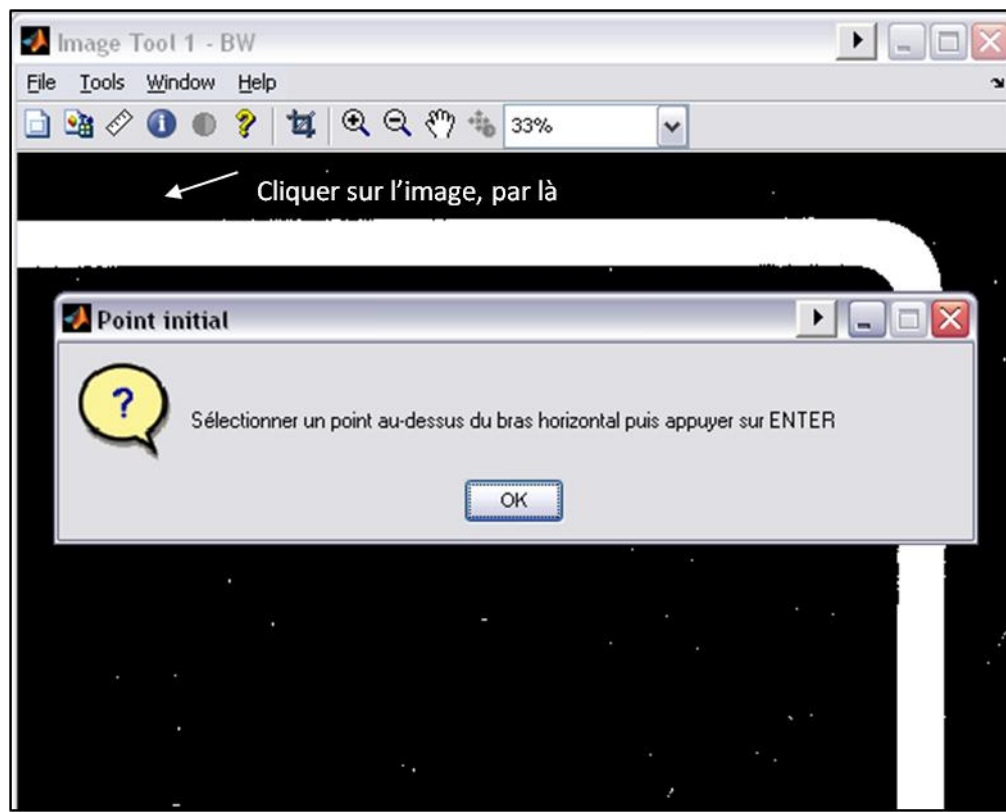


Figure 8 : Instructions - Exemple de boîte de dialogue.

8. Une fois le résultat affiché, pour récupérer l'image avec le résultat :
 - a. Aller dans «File → Export Setup ».
 - b. Paramétrer les données d'exportation souhaitées.
 - c. Cliquer sur « Export » et choisir l'extension souhaitée.

ANNEXE 7

Résultats de la mesure des angles

Cette annexe présente les résultats bruts de la mesure des parties d'angles formées par le moule inférieur. Le Tableau 1 donne les résultats pour les pièces en fibres de verre et DER 383, le Tableau 2 pour les pièces en fibres de carbone et Cycom 890RTM. Les pressions indiquées sont les pressions absolues (pression relative du pot d'injection ajoutée à la pression absolue du vide).

Tableau 1 : Fibres de verre + DER 383

Température	Pression	ID pièce	Retour d'angle $\Delta\theta$ (°)			
			BD	BG	HD	HG
100°C	25 psi	0903	0,45	0,81	0,48	0,53
		1203	0,46	0,62	0,31	0,63
		Moyenne	0,45	0,71	0,40	0,58
		Écart-type	0,01	0,13	0,12	0,07
100°C	45 psi	1901	0,39	0,47	0,43	0,64
		2001	0,41	0,67	0,23	0,41
		Moyenne	0,40	0,57	0,33	0,52
		Écart-type	0,01	0,14	0,15	0,16
130°C	25 psi	1701	0,73	0,98	0,32	0,58
		1801	0,65	1,10	0,32	0,49
		Moyenne	0,69	1,04	0,32	0,53
		Écart-type	0,06	0,08	0,00	0,06
130°C	45 psi	1001	0,97	1,01	0,41	0,60
		1201	0,56	0,90	0,33	0,53
		Moyenne	0,77	0,95	0,37	0,56
		Écart-type	0,29	0,08	0,06	0,05
150°C	45 psi	1602	0,94	1,36	0,68	0,80

Tableau 2 : Fibres de carbone + CYCOM 890 RTM

			Retour d'angle Δθ (°)			
Température	Pression	ID pièce	BD	BG	HD	HG
160 °C	15 psi	2302	1,34	1,57	0,94	1,35
		0503	1,14	1,46	0,50	0,75
		Moyenne	1,24	1,52	0,72	1,05
		Écart-type	0,14	0,08	0,31	0,43
160 °C	35 psi	0603	1,10	1,11	0,61	0,86
		0803	1,26	1,35	0,58	0,53
		Moyenne	1,18	1,23	0,59	0,70
		Écart-type	0,11	0,17	0,02	0,23
180 °C	15 psi	2402	1,42	2,03	0,94	1,36
		2702	1,68	1,83	0,70	0,97
		Moyenne	1,55	1,93	0,82	1,17
		Écart-type	0,18	0,14	0,17	0,28
180 °C	35 psi	0303	1,49	1,87	0,67	0,83
		0703	1,40	1,56	0,72	0,94
		Moyenne	1,44	1,71	0,70	0,88
		Écart-type	0,06	0,22	0,04	0,07
200 °C	15 psi	2802	1,97	1,84	1,05	1,21
		2902	1,77	2,21	0,67	0,94
		Moyenne	1,87	2,02	0,86	1,08
		Écart-type	0,14	0,26	0,27	0,18
200 °C	35 psi	0103	1,46	1,85	0,98	0,86
		0203	1,91	1,92	0,96	0,95
		Moyenne	1,68	1,88	0,97	0,90
		Écart-type	0,32	0,05	0,02	0,07